

Optimierung des Füll- und Härtungsvorgangs von Gießereisandkernen durch 3-D-Simulation der Strömungsvorgänge

D i s s e r t a t i o n
zur Erlangung des Grades
einer Doktor-Ingenieurin

vorgelegt von

Dipl.-Ing. Regina Reek
aus Mettmann

genehmigt von der
Fakultät für Bergbau, Hüttenwesen und Maschinenwesen
der Technischen Universität Clausthal

Tag der mündlichen Prüfung
01. September 2004

Vorsitzender der Promotionskommission
Prof. Dr.-Ing. R. Scholz, Clausthal

Hauptberichterstatterin
Prof. Dr.-Ing. B. Tonn, Clausthal

Berichterstatter
Prof. Dr.-Ing. habil. J. Bast, Freiberg

DANKSAGUNG

An dieser Stelle möchte ich mich bei all denen bedanken, die mich bei meiner Arbeit unterstützt und mir so den erfolgreichen Abschluss ermöglicht haben.

Ganz besonderer Dank gilt Herrn Dr.-Ing. Gotthard Wolf, der sich stets Zeit für die Beantwortung meiner Fragen genommen und durch zahlreiche weitere Hilfestellungen zum Gelingen dieser Arbeit entscheidend beigetragen hat.

Frau Prof. Dr.-Ing. Babette Tonn danke ich für die wissenschaftliche Betreuung und die Möglichkeit zur Durchführung des Promotionsverfahrens an der TU Clausthal.

Herrn Prof. Dr.-Ing. habil. Jürgen Bast danke ich für das Interesse an meiner Arbeit und die Übernahme des Gutachtens.

Die vorliegenden Untersuchungen wurden mit Unterstützung durch den Verein Deutscher Gießereifachleute vom Bundesministerium für Wirtschaft und Arbeit über die AiF Arbeitsgemeinschaft industrieller Forschungsvereinigungen e. V., Köln, bezuschusst (AiF-Forschungsvorhaben Nr. 13555BG). Hierfür sei an dieser Stelle gedankt.

INHALT

1	Motivation und Zielsetzung	1
2	Grundlagen der Strömungsmechanik	5
2.1	Grundgleichungen	5
2.1.1	Kontinuitätsgleichung (Erhaltung der Masse)	5
2.1.2	Navier-Stokes-Gleichungen (Erhaltung des Impulses)	7
2.1.3	Energiegleichung (Erhaltung der Energie)	9
2.2	Lösungsverfahren	12
3	Eingesetzte Software	14
3.1	Das Lösungsverfahren in Flow-3D®	18
3.2	Ergänzende Gleichungen in Flow-3D®	23
3.2.1	Der drift-flux-Beiwert	23
3.2.2	Der Strömungswiderstand poröser Medien	25
3.2.2.1	Die Entlüftungsdüsen beim Kernschießvorgang	25
3.2.2.2	Die Entlüftungsdüsen und der Formstoff beim Begasungsvorgang	26
4	Literatur zur Kernherstellung	27
4.1	Prozessparameter bei der Kernherstellung	28
4.2	Simulation der Kernherstellung	34
4.3	Porosität von Kernen	37
4.4	Fließverhalten von Formstoffen	38
4.5	Strömungswiderstand	42

5	Experimentelle Arbeiten	46
5.1	Porosität von Formstoffen und Kernen	47
5.1.1	Versuchsdurchführung	47
5.1.2	Ergebnisse	50
5.2	Relative Viskosität von Formstoffen	55
5.2.1	Durchgeführte Messungen	59
5.2.2	Auswertung der Messungen	61
5.2.3	Schießversuche	63
5.3	Strömungswiderstand von Formstoffen und Kernen	67
6	Annahmen für die Simulation der Kernherstellung	76
6.1	Simulation des Kernschießvorgangs	76
6.1.1	Stoffdaten Formstoff	77
6.1.1.1	Dichte	77
6.1.1.2	Dynamische Viskosität	78
6.1.2	Stoffdaten Luft	79
6.1.2.1	Dichte	79
6.1.2.2	Dynamische Viskosität	80
6.1.3	Zusammenwirken von Formstoff und Luft	80
6.1.4	Definition der Entlüftungsdüsen	83
6.1.5	Definition der Randbedingungen	84
6.2	Simulation des Begasungsvorgangs	84
6.2.1	Stoffdaten Gas	85
6.2.1.1	Dichte	85
6.2.1.2	Dynamische Viskosität	85
6.2.2	Stoffdaten Formstoff	86
6.2.2.1	Porosität	86
6.2.2.2	Strömungswiderstand	86
6.2.3	Definition der Entlüftungsdüsen	87
6.2.4	Definition der Randbedingungen	87
6.2.5	Berücksichtigung von Temperatureinflüssen	88

7	Durchgeführte Simulationen	89
7.1	Parameterstudie dynamische Viskosität	89
7.2	Parameterstudie Strömungswiderstand	92
7.3	Optimierung Wassermantelkern	96
7.3.1	Simulation Ausgangszustand	98
7.3.1.1	Schießvorgang	98
7.3.1.2	Begasungs- und Spülvorgang	102
7.3.2	Simulation optimierte Variante	106
7.3.2.1	Schießvorgang	106
7.3.2.2	Begasungs- und Spülvorgang	110
8	Schlussfolgerungen und Ausblick	114
8.1	Schlussfolgerungen	114
8.1.1	Experimentelle Arbeiten	116
8.1.2	Simulationsergebnisse	118
8.1.3	Annahmen in der Simulation und damit verbundene Problematiken	121
8.2	Ausblick	123
9	Symbolverzeichnis	125
10	Abbildungsverzeichnis	128
11	Literaturverzeichnis	131

1 Motivation und Zielsetzung

Um Hohlräume in Gussstücken zu realisieren, werden so genannte Kerne verwendet. Deren Fertigung erfolgt zum größten Teil durch das Einschießen eines Formstoff-Luft-Gemisches in einen Kernkasten (geschlossenes Werkzeug) und anschließendes Aushärten durch Begasen.

Die Kernfertigung selbst erfolgt überwiegend auf vollautomatisch arbeitenden Maschinen, wobei die Kerne nach der Herstellung häufig von Manipulatoren entnommen und weiter bearbeitet werden. Entgraten, Schlichten, Verkleben oder Palettieren geschehen automatisch.

Die Auslegung der Kernkästen hingegen beruht bis heute auf Erfahrungswissen und wird zur Zeit noch wenig systematisch durchgeführt. Dies trifft im Besonderen auf die Anordnung der Einschießdüsen und der Entlüftungen in den Kernkästen zu, die bei jedem Neuanlauf einer Kernserie zeit- und kostenintensiv erprobt werden muss. Zudem sind die auf diese Weise erzielten Resultate, im Hinblick auf nachfolgend kurz dargestellte Sachverhalte, nicht zwangsläufig optimal.

Die Entlüftung der Kernkästen ist für die Kernherstellung von besonderer Bedeutung:

- So wird die Kernqualität u. a. durch die Packungsdichte des Sandes im Kern festgelegt. Dichte Kerne verhindern das Eindringen von flüssigem Metall während des Gießens und gewährleisten so Gussteile ohne Metallgrate oder Sandeinschlüsse. Hohe Packungsdichten können aber nur dann erreicht werden, wenn während des nur wenige Sekunden dauernden Kernschießvorgangs sowohl die im Kernkasten

befindliche als auch die zusammen mit dem Formstoff eingebrachte Luft entweichen kann.

- Die Wirtschaftlichkeit der Kernherstellung insgesamt ist primär von der Begasungsdauer (und somit auch von der benötigten Gasmenge) abhängig, da diese ca. 2/3 der gesamten Kernherstellungszeit in Anspruch nimmt. Die für die Aushärtung benötigte Gasmenge und die Begasungsdauer sind direkt von den Strömungsverhältnissen im Kernkasten abhängig, die ebenfalls durch die Entlüftung bestimmt werden.

Mit der stetig wachsenden Komplexität der Kerengeometrien ist es immer wieder erforderlich, bei Serienanlauf den bereits gefertigten, in der Produktion befindlichen Kernkasten zu optimieren, da keine vollständige Füllung und/oder komplette Aushärtung erreicht wird. Ursache hierfür ist in den meisten Fällen die auf empirischem Wissen beruhende, wenig systematische Anordnung der Entlüftungsdüsen. Dieses Vorgehen ist sehr zeit- und damit auch sehr kostenintensiv.

Die Motivation für die im Rahmen dieser Arbeit durchgeführten Untersuchungen war der Wunsch nach einem grundlegenden Modell, mit dem es möglich ist, die Kernherstellung, also den Vorgang des Kernschießens und den des anschließenden Begasens, unter Verwendung marktüblicher **Computational-Fluid-Dynamics-** (CFD-) Software rechnerisch zu simulieren und so die Anlaufzeit einer neuen Kernserie zu verkürzen, die Prozesssicherheit und die Produktivität zu erhöhen sowie Ausschuss und Umweltbelastungen zu verringern.

Durch den Einsatz von CFD-Software zur Simulation der Strömungsvorgänge wird es außerdem möglich, zu veranschaulichen, wie sich der Formstoff während des sehr kurzen Füllvorgangs beim Schießen im Kernkasten aufbaut und ob bzw. unter welchen Bedingungen Turbulenzen auftreten. Eine syste-

matistische Erforschung der Verdichtungsvorgänge wird dazu beitragen, den Zusammenhang zwischen den von außen beeinflussbaren Herstellparametern (Schießdruck und damit Geschwindigkeit des Formstoff-Luft-Gemisches, Einströmfläche, Entlüftungsfläche) und der Zielgröße „Kern größtmöglicher Packungsdichte“ herzustellen.

Die computerbasierte Simulation ermöglicht es, den Füllvorgang selbst und die Abhängigkeit von den oben genannten Parametern zu untersuchen und sichtbar zu machen.

Aufgrund der in den letzten Jahren stark gestiegenen Leistungsfähigkeit und den gleichzeitig erheblich gesunkenen Investitionskosten für Computer stehen heute, in Verbindung mit der entsprechenden Software zur Simulation dreidimensionaler Strömungen, Hilfsmittel zur Verfügung, mit denen in akzeptablen Zeiten und zu adäquaten Kosten auch komplizierte Prozesse, wie beispielsweise Strömungen von bis zu zwei Fluiden, simuliert werden können.

Das Ziel der Arbeiten war die Untersuchung der grundsätzlichen Möglichkeiten der numerischen Simulation von dreidimensionalen Ein- und Zweiphasenströmungen im Rahmen des Kernherstellprozesses mit einer marktüblichen CFD-Software sowie die Festlegung der notwendigen Parameter dieser Software für die Vorgänge bei der Kernherstellung.

Im Hinblick auf die Simulation des Kernschießvorgangs wurde insbesondere Wert auf eine genügend nahe makroskopische Abbildung der Realität mit den verfügbaren mathematisch-physikalischen Modellgleichungen in einer akzeptablen Rechenzeit gelegt. Physikalisch gesehen handelt es sich beim Schießvorgang um eine Zwei-Phasen-Strömung mit einer granularen Komponente, die unterschiedliche Strömungsgeschwindigkeiten für Formstoff und Luft aufweist. In guter Näherung kann das einströmende Formstoff-Luft-Gemisch in der Simulation als eine Mischphase aus zwei Fluiden beschrieben

werden. Hierzu müssen die Stoffdaten für jedes der beiden Fluide definiert werden. Im Programm werden diese dann entsprechend der Anteile für jede Zelle gemittelt.

Bezüglich des Begasungsvorgangs wurde von Anfang an davon ausgegangen, dass dieser mit der zur Verfügung stehenden Software sehr realitätsnah dargestellt werden kann, da das entsprechende mathematische Modell zur Berechnung einer Einphasenströmung durch ein poröses Medium bereits im Programm implementiert ist. Daher stand die Bestimmung der für die Simulation erforderlichen Parameter im Vordergrund.

2 Grundlagen der Strömungsmechanik

In den folgenden Abschnitten wird der mathematische Hintergrund der numerischen Strömungssimulation, bezogen auf die in dieser Arbeit verwendeten Modelle, beschrieben. Hierzu werden zuerst die dem allgemeinen Verständnis dienenden Grundgleichungen im notwendigen Umfang dargestellt und erläutert.

Die zur Lösung der hergeleiteten Gleichungen möglichen Verfahren werden aufgezeigt.

Das allgemeine Lösungsverfahren der eingesetzten Software sowie die für die Simulation des Kernschieß- und des Begasungsvorgangs zusätzlich erforderlichen Terme werden in Kapitel 3 ausführlich erklärt und hergeleitet.

2.1 Grundgleichungen

2.1.1 Kontinuitätsgleichung (Erhaltung der Masse)

Die Änderung der Masse in einem infinitesimalen Volumenelement während der Zeit Δt entspricht der Differenz aus ein- und ausströmender Masse.

Bezogen auf das in Abbildung 2-1 dargestellte Volumenelement mit den Abmessungen $dx*dy*dz$ gilt für eine Strömung in positiver x-Richtung für den eintretenden Massenstrom M_e und für den austretenden Massenstrom M_a

$$M_e = \rho * u * dy * dz \quad (2.1)$$

$$M_a = \left(\rho * u + \frac{\partial(\rho * u)}{\partial x} * dx \right) * dy * dz . \quad (2.2)$$

ρ entspricht der Dichte des ein- bzw. austretenden Mediums, u der Geschwindigkeit in x-Richtung.

Die zeitliche Änderung der Masse wird durch die Gleichung

$$\frac{\partial(\rho \cdot dx \cdot dy \cdot dz)}{\partial t} = \frac{\partial \rho}{\partial t} \cdot dx \cdot dy \cdot dz \quad (2.3)$$

wiedergegeben.

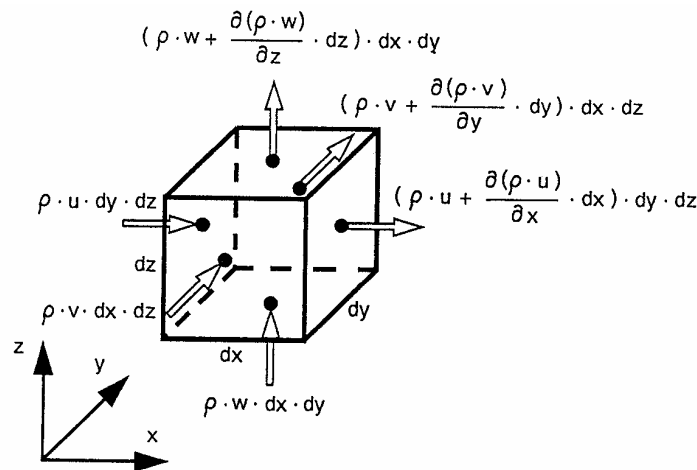


Abbildung 2-1: Ein- und austretende Massenströme [1]

Diese Gleichungen gelten analog für Strömungen in y- und z-Richtung. Durch Einsetzen der Gleichungen (2.1) und (2.2) in die Gleichung (2.3) und Umformen erhält man die **Kontinuitätsgleichung**:

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \frac{\partial(\rho \cdot u)}{\partial x} + \frac{\partial(\rho \cdot v)}{\partial y} + \frac{\partial(\rho \cdot w)}{\partial z} = 0 \quad (2.4)$$

2.1.2 Navier-Stokes-Gleichungen (Erhaltung des Impulses)

Die Änderung des Impulses in einem infinitesimalen Volumenelement während der Zeit ∂t entspricht der Differenz der ein- und austretenden Impulsströme zuzüglich der auf die Masse des Volumenelementes wirkenden Kräfte. Wie bei der Betrachtung der Massenströme tritt pro Zeiteinheit ein Impuls in das Volumenelement ein (I_e) und entsprechend auch wieder aus (I_a):

$$I_e = \mathbf{r}^* u^* u^* dy^* dz \quad (2.5)$$

$$I_a = \left(\mathbf{r}^* u^* u^* + \frac{\partial(\mathbf{r}^* u^* u^*)}{\partial x} dx \right)^* dy^* dz \quad (2.6)$$

Die zeitliche Änderung des Impulses in positiver x-Richtung (analog für Impulse in y- und z-Richtung) wird durch den Ausdruck

$$\frac{\partial(\mathbf{r}^* u^* dx^* dy^* dz)}{\partial t} = \frac{\partial(\mathbf{r}^* u^*)}{\partial t} dx^* dy^* dz \quad (2.7)$$

beschrieben (vgl. Abbildung 2-2).

Zusätzlich müssen noch die am Volumen angreifenden Kräfte (Normalspannungen, Schubspannungen und Volumenkräfte) berücksichtigt werden.

Hierbei gilt: In einer reibungslosen Strömung sind alle Schubspannungen gleich Null. Es wirken also nur Normalspannungen, die sich aus dem Druck (p) und einem, in Zusammenhang mit den Reibungseffekten des Fluids stehenden Anteil (s_{ii}) zusammensetzen. Der Zusammenhang zwischen den Spannungen \mathbf{s} und \mathbf{t} und den Geschwindigkeitskomponenten u , v , und w kann durch den

Stokes'schen Reibungssatzes formuliert werden. Die Normalspannungen haben alle die gleiche Größe und entsprechen dem Flüssigkeitsdruck.

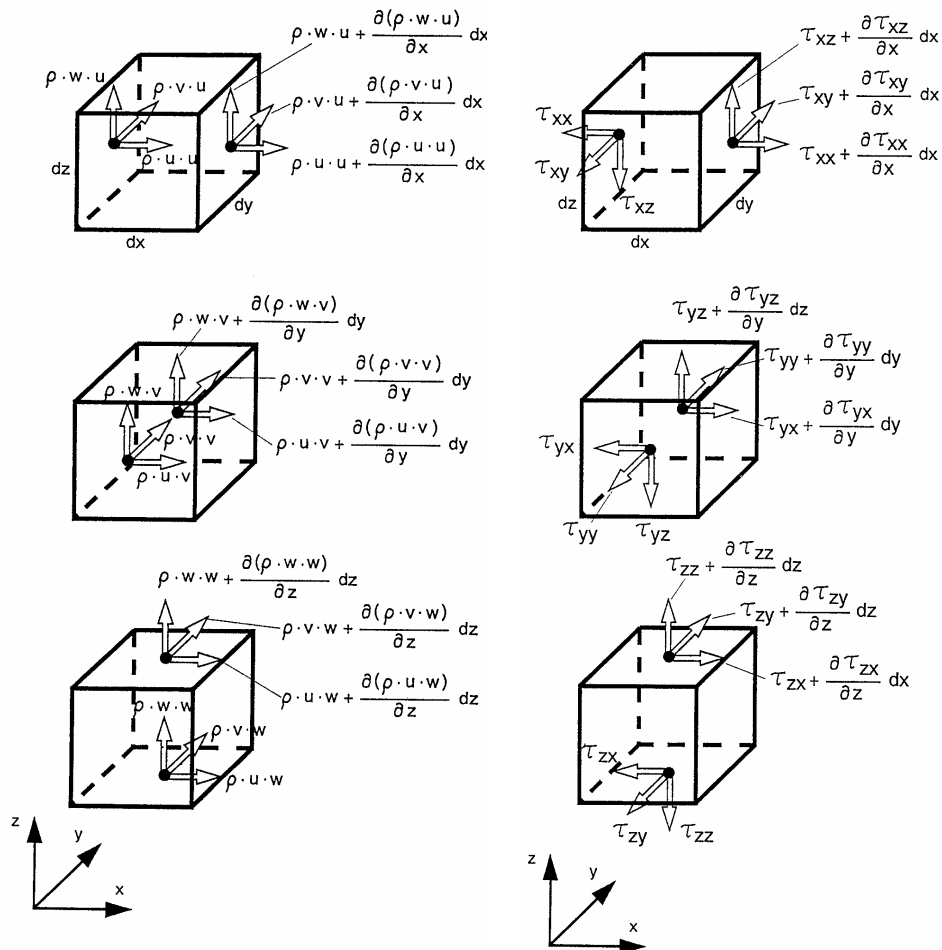


Abbildung 2-2: Ein- und austretende Impulsströme (links) sowie Normal- und Schubspannungen (rechts) [1]

Unter Berücksichtigung, dass der Druck als negative Normalspannung wirkt, gilt

$$p = -\frac{t_{xx} + t_{yy} + t_{zz}}{3} \quad \text{mit } t_{ii} = s_{ii} - p \quad i = x, y, z \quad (2.8)$$

Durch Einsetzen und Ableiten erhält man die **Navier-Stokes-Gleichung** für die x-Richtung in ihrer endgültigen Form (für y- und z-Richtung analog):

$$\begin{aligned}
 & \mathbf{r}^* \left(\frac{\partial u}{\partial t} + u^* \frac{\partial u}{\partial x} + v^* \frac{\partial u}{\partial y} + w^* \frac{\partial u}{\partial z} \right) \\
 &= k_x - \frac{\partial p}{\partial x} + \frac{\partial}{\partial x} \left[\mathbf{h}^* \left(2^* \frac{\partial u}{\partial x} - \frac{2}{3}^* \left(\frac{\partial u}{\partial x} + \frac{\partial v}{\partial y} + \frac{\partial w}{\partial z} \right) \right) \right] \\
 & \quad + \frac{\partial}{\partial y} \left[\mathbf{h}^* \left(\frac{\partial u}{\partial y} + \frac{\partial v}{\partial x} \right) \right] + \frac{\partial}{\partial z} \left[\mathbf{h}^* \left(\frac{\partial w}{\partial x} + \frac{\partial u}{\partial z} \right) \right]
 \end{aligned} \tag{2.9}$$

2.1.3 Energiegleichung (Erhaltung der Energie)

Die in einem Volumenelement dx^*dy^*dz befindliche Energie setzt sich zusammen aus der inneren Energie (E_i) und der kinetischen Energie (E_k)

$$E_i = \mathbf{r}^* e^* dx^* dy^* dz \text{ mit } e \text{ in J/kg} \tag{2.10}$$

$$E_k = \mathbf{r}^* \frac{V^2}{2}^* dx^* dy^* dz = \frac{1}{2}^* \mathbf{r}^* (u^2 + v^2 + w^2)^* dx^* dy^* dz \tag{2.11}$$

Die zeitliche Änderung der im Volumenelement befindlichen Energie kann damit wie folgt beschrieben werden:

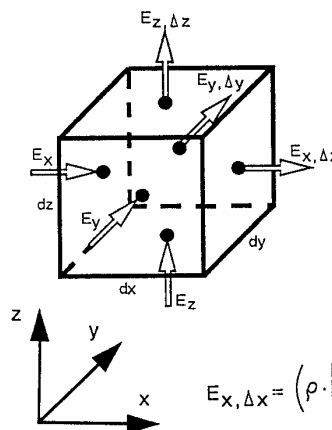
$$\frac{\partial}{\partial t} \left[\mathbf{r}^* \left(e + \frac{V^2}{2} \right)^* dx^* dy^* dz \right] = \frac{\partial}{\partial t} \left[\mathbf{r}^* \left(e + \frac{V^2}{2} \right) \right]^* dx^* dy^* dz \tag{2.12}$$

mit $\dot{v}^* \dot{v} =: V^2$

Insgesamt wird die im Element befindliche Energie durch folgende Vorgänge beeinflusst:

- innere und kinetische Energie pro Zeit ($d\dot{E}$),
- Transport von Energie durch Wärmeleitung ($d\dot{Q}$),
- Arbeit durch Druck-, Normal- und Schubspannungskräfte ($d\dot{A}$),
- von außen z. B. durch Strahlung und/oder durch im Element ablaufende Verbrennungsprozesse zugeführte Energie (\dot{q}_s , bezogen auf die im Element befindliche Masse),
- Arbeit, die durch das Wirken von Volumenkräften (Schwerkraft, magnetische oder elektrische Kräfte) geleistet wird (\vec{k}).

Abbildung 2-3 zeigt die in das Volumenelement ein- und austretenden Energieströme.



$$E_x = \rho \cdot \left[e + \frac{V^2}{2} \right] \cdot u \cdot dy \cdot dz$$

$$E_y = \rho \cdot \left[e + \frac{V^2}{2} \right] \cdot v \cdot dx \cdot dz$$

$$E_z = \rho \cdot \left[e + \frac{V^2}{2} \right] \cdot w \cdot dx \cdot dy$$

$$E_{x, \Delta x} = \left(\rho \cdot \left[e + \frac{V^2}{2} \right] \cdot u + \frac{\partial \left(\rho \cdot \left[e + \frac{V^2}{2} \right] \cdot u \right)}{\partial x} \cdot dx \right) \cdot dy \cdot dz$$

$$E_{y, \Delta y} = \left(\rho \cdot \left[e + \frac{V^2}{2} \right] \cdot v + \frac{\partial \left(\rho \cdot \left[e + \frac{V^2}{2} \right] \cdot v \right)}{\partial y} \cdot dy \right) \cdot dx \cdot dz$$

$$E_{z, \Delta z} = \left(\rho \cdot \left[e + \frac{V^2}{2} \right] \cdot w + \frac{\partial \left(\rho \cdot \left[e + \frac{V^2}{2} \right] \cdot w \right)}{\partial z} \cdot dz \right) \cdot dx \cdot dy$$

Abbildung 2-3: Konvektive Energieströme [1]

Die Gleichung für die pro Zeiteinheit in ein Volumenelement ein- und austretende Energie ($d\dot{E}$) kann analog zu den Navier-Stokes-Gleichungen hergeleitet werden; für den Energietransport durch Wärmeleitung ($d\dot{Q}$) gilt das Fouriersche Wärmeleitungsgesetz; die am Element pro Zeiteinheit geleistete Arbeit ($d\dot{A}$) setzt sich zusammen aus den Spannungen, die aufgrund der Reibung entstehen und dem statischen Druck.

Durch Umformen der Normal- und Schubspannungen gemäß dem Stokes'schen Reibungsgesetz, eliminieren der Terme, die aufgrund der Kontinuitätsgleichung zu Null werden und weiterer Vereinfachungen erhält man die endgültige Form der **Energiegleichung**:

$$\begin{aligned}
 & \mathbf{r}^* \left(\frac{\partial e}{\partial t} + u^* \frac{\partial e}{\partial x} + v^* \frac{\partial e}{\partial y} + w^* \frac{\partial e}{\partial z} \right) \\
 &= \left(\frac{\partial}{\partial x} \left(\mathbf{l}^* \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(\mathbf{l}^* \frac{\partial T}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(\mathbf{l}^* \frac{\partial T}{\partial z} \right) \right) - \\
 & p^* \left(\frac{\partial u}{\partial x} + \frac{\partial v}{\partial y} + \frac{\partial w}{\partial z} \right) + \bar{\mathbf{k}}^* \cdot \vec{v} + \mathbf{r}^* \dot{q}_s + \mathbf{h}^* \Phi
 \end{aligned} \tag{2.13}$$

mit

$$\begin{aligned}
 \Phi = & 2^* \left[\left(\frac{\partial u}{\partial x} \right)^2 + \left(\frac{\partial v}{\partial y} \right)^2 + \left(\frac{\partial w}{\partial z} \right)^2 \right] + \left(\frac{\partial v}{\partial x} + \frac{\partial u}{\partial y} \right)^2 + \left(\frac{\partial w}{\partial y} + \frac{\partial v}{\partial z} \right)^2 + \\
 & \left(\frac{\partial u}{\partial z} + \frac{\partial w}{\partial x} \right)^2 - \frac{2}{3}^* \left(\frac{\partial u}{\partial x} + \frac{\partial v}{\partial y} + \frac{\partial w}{\partial z} \right)^2
 \end{aligned} \tag{2.14}$$

2.2 Lösungsverfahren

Bereits Anfang des 20. Jahrhunderts wurden analytische Verfahren zur Lösung der in Kapitel 2.1 hergeleiteten Gleichungen angewendet. Dafür mussten aber geeignete Vereinfachungen und Annahmen getroffen werden, so dass die Berechnungen lediglich eine grobe Annäherung liefern konnten.

Mit Hilfe numerischer Verfahren ist es möglich geworden, strömungsmechanische Probleme sehr genau zu lösen. Sie können auch für komplexe Geometrien problemlos angewendet werden. Eine Übersicht zeigt die Abbildung 2-4.

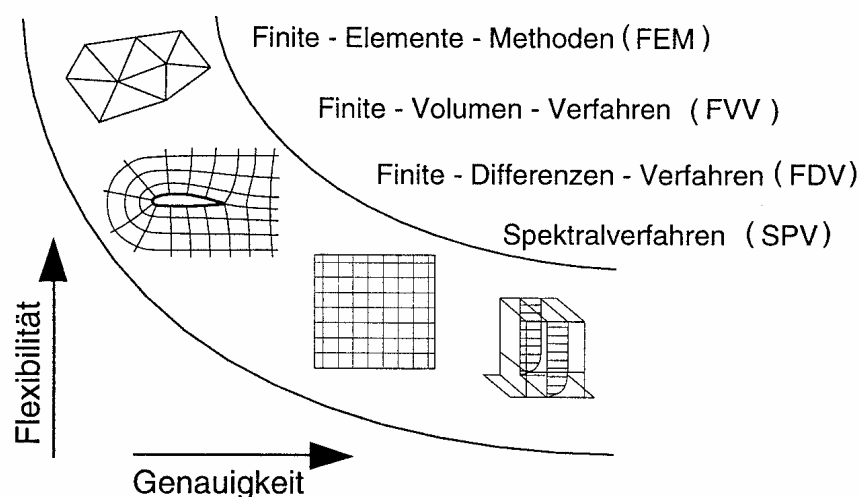


Abbildung 2-4: Genauigkeit und Flexibilität numerischer Lösungsverfahren [1]

Die verschiedenen Verfahren lassen sich kurz beschreiben:

- Beim Spektralverfahren wird bereits vor der Durchführung der Näherungsrechnung von einem Lösungsansatz für die gesuchte Größe ausgegangen. Diese Größe wird in Form einer endlichen Reihe approximiert. Der Ansatz wird abgebrochen, wenn die gewünschte Genau-

igkeit erreicht ist. Der Vorteil dieses Verfahrens liegt darin, dass die einzelnen Ansatzfunktionen die Randbedingungen des zu lösenden Problems exakt erfüllen. Es hat aber den Nachteil, dass es nicht auf komplexe Probleme anwendbar ist, da hierfür keine geeigneten Ansatzfunktionen gefunden werden können.

- Das Finite-Differenzen-, das Finite-Volumen-Verfahren sowie die Finite-Elemente-Methode lösen die partiellen Differentialgleichungen direkt nach einer Diskretisierung des Integrationsgebietes und kommen ohne vorher auszuwählende Ansatzfunktion aus. Der Nachteil des Finite-Differenzen-Verfahrens liegt darin, dass alle Größen zuerst auf ein Rechteckgebiet transformiert werden müssen. Dies ist bei dem Finite-Volumen-Verfahren und bei der Finite-Element-Methode nicht erforderlich. Der Vorteil des Finite-Differenzen-Verfahrens liegt in der Genauigkeit der Simulationsergebnisse (siehe Abbildung 2-4).

3 Eingesetzte Software

Für die nachfolgenden Untersuchungen zur 3-D-Simulation der Strömungsvorgänge bei der Herstellung von Gießereisandkernen wurden die beiden CFD-Programme Flow-3D® und Fluent® grundsätzlich als geeignet angesehen. Von entscheidender Bedeutung war hierbei die Möglichkeit, Strömungen von bis zu zwei Fluiden simulieren zu können. Flow-3D® und Fluent® sind für diese Problematik mit großem Abstand marktführend.

Bei beiden Programmen handelt es sich um Strömungssimulationsprogramme, mit denen die Kontinuitäts-, die Navier-Stokes-, die Energiegleichung und ggf. weitere Transportgleichungen gelöst werden können. Beide Programme arbeiten grundsätzlich nach der Finite-Differenzen-Methode, weisen aber jeweils programmspezifische, ergänzende Lösungsansätze auf.

Der Ansatz zur Simulation des Schießvorgangs ist grundsätzlich verschieden, während für die Simulation des Begasungsvorgangs ähnliche Modelle verwendet werden.

Die endgültige Entscheidung wurde auf Grundlage eines umfangreichen Benchmarks zwischen beiden Softwarealternativen getroffen. Mit beiden Programmen wurden der Kernschieß- und der Begasungsvorgang am Beispiel eines Differentialgehäusekerns simuliert. Das Rechengebiet wurde in jeweils etwa 200.00 Zellen eingeteilt, um eine Vergleichbarkeit der Ergebnisse zu gewährleisten.

Die Software **Fluent®** ermöglicht eine realitätsgetreue Simulation des Kernschießvorgangs durch den Einsatz des so genannten Euler-Granular-Modells. Dieses Modell ist in der Lage, Partikel-Partikel-Stöße während der Verdichtung des Formstoffs ebenso zu berücksichtigen wie Partikel-Wand- und Partikel-Luft-

Interaktionen. Die Formstoff- und die Luftströmung werden als zwei getrennte aber koppelbare Phasen berechnet. Bei Erreichen der Packungsdichte werden in diesem Modell die Gesetze der Bodenmechanik angewendet, wodurch die Berücksichtigung innerer Reibungswinkel ermöglicht wird.

Das Euler-Granular-Modell befindet sich noch in einem sehr frühen Entwicklungsstadium. Die Lösungsalgorithmen sind numerisch außerordentlich aufwendig und erfordern enorme Rechnerkapazitäten (Hochleistungsrechner mit mehreren Prozessoren), die im Normalfall nicht allgemein verfügbar sind. Zudem zeigte sich bei den im Rahmen dieses Benchmarks durchgeführten ersten dreidimensionalen Berechnungen, dass bezüglich der Algorithmen Optimierungsbedarf bestand.

Die Simulation des Schießvorgangs für den Differentialgehäusekern wurde nach sieben Tagen abgebrochen. Zu diesem Zeitpunkt war auf einem Dual-Prozessor-Hochleistungsrechner eine Dauer von 0,7 Sekunden gerechnet worden, was in etwa einer Kernkastenfüllung von 10 % entsprach.

Zur Simulation der Begasung wird das so genannte Euler-Euler-Modell verwendet. Die Rechendauer für die Simulation der Begasung des Differentialgehäusekerns betrug etwa 1 bis 2 Stunden, was bezüglich des Rechenaufwandes als positiv anzusehen ist.

Flow-3D® hingegen arbeitet mit einer Vorhersage der freien Oberfläche nach dem VOF-Algorithmus (**V**olume **o**f **F**luid). Hierbei wird für jede einzelne Zelle jeweils nur ein Wert für die Strömung (z. B. Druck, Viskosität oder Temperatur) berechnet, der den Anteil der Strömung beschreibt. Dieser Algorithmus erlaubt hohe Rechenleistungen, vereinfacht das Modell jedoch insofern, da für das Formstoff-Luft-Gemisch eine Mittelung der Stoffdaten wie Dichte, Geschwindigkeit oder Viskosität über beide Phasen durchgeführt wird.

Nach einer einwöchigen Rechenzeit konnte hiermit für den Kern eine vollständige Dichteverteilung berechnet und dargestellt werden. Es wurde ein zum Zeitpunkt der Untersuchung handelsüblicher PC (Dual Pentium III mit 866 MHz und 1 GB Arbeitsspeicher) eingesetzt.

Die Rechenzeiten für die Simulation des Begasungsvorgangs liegen in der Größenordnung, die sich unter Verwendung des Euler-Euler-Modells bei Fluent® ergeben.

Da der ungleich höhere und derzeit praktisch nicht realisierbare Aufwand des bei Fluent® verwendeten Euler-Granular-Modells nicht zwangsläufig in einem entsprechend proportionalen Zugewinn an Genauigkeit stehen muss, wurden die in dieser Arbeit beschriebenen Berechnungen mit der Software Flow-3D® durchgeführt.

Aufgrund der wachsenden Nachfrage von Seiten der Gießereiindustrie enthält Flow-3D® in der Version 8.2, die seit Oktober 2003 erhältlich ist, erstmals ein spezielles Modul, mit dem es möglich sein soll, den Vorgang des Kernschießens zu simulieren. Es soll in besonderem Maße die auftretenden physikalischen Vorgänge [2, 3, 4] berücksichtigen und wurde aus dem bereits in Vorversionen im Programm implementierten Modell zur Simulation von Sedimentationsvorgängen abgeleitet. Die Ablagerung des Formstoffes sowie der Druckaufbau im Kernkasten werden als Funktion der Zeit berechnet.

Neu ist die Annahme des abgelagerten Formstoffes als ein poröser Festkörper, durch den nachströmende Luft entweichen kann. Auch wird die Ablagerung des Formstoffes auf einem Haufwerk berücksichtigt, sobald die Scherkomponente auf der Oberfläche einen festgelegten Wert unterschreitet.

Programmintern wird der Formstoff hierzu durch zwei Werte, einen für die Konzentration der strömenden und einen für die der abgelagerten Materie beschrieben. Dies entspricht der Annahme des sich bewegenden Formstoffes

als ein Fluid. Überschreitet die Konzentration des strömenden Formstoffes einen kritischen, vom Nutzer vor der Berechnung festzulegenden Wert (Packungsdichte), wird der Formstoff von der sich bewegenden zur raumfesten, porösen Phase konvertiert. Diese Umwandlung erfolgt ebenfalls, wenn der Formstoff Zellen erreicht, die unmittelbar vor den Entlüftungsdüsen liegen. Auch wenn der Formstoff auf eine Wand prallt, wird in der aktuellen Version zugelassen, dass er sich dort absetzt.

In [3] wird dieses neue Modell einschließlich einer damit durchgeführten Kernschießsimulation ausführlich beschrieben. Die simulierte Geometrie wurde von Bakhtiyarov und Overfelt [5] übernommen. Die dargestellten Simulationsergebnisse zeigen jedoch unrealistische Ergebnisse: So ergibt sich eine für alle Bereiche sehr gute Verdichtung, was den Erfahrungen mit realen Kernen widerspricht. Auch fehlt ein praktischer Nachweis, z. B. Bilder des Füllvorgangs bei einem real geschossenen Kern oder Druckmessungen während des Schießvorgangs zur Validierung der Berechnungen. Ein Abgleich des geschossenen Kerns mit dem Endzustand der Schießsimulation (Stellen mit erhöhter Porosität etc.) wird ebenfalls nicht vorgenommen. Darüber hinaus weichen das Strömungsverhalten, die Dauer des Füllvorgangs und der Druckverlauf im Kernkasten erheblich von den von Bakhtiyarov und Overfelt beschriebenen Simulationsergebnissen ab, die ein Zwei-Fluid-Modell verwendeten. Diese belegen ihre Berechnungen darüber hinaus durch die Gegenüberstellung von Druckkurven aus Versuch und Simulation.

Mit dem neuen „Sand-Core-Model“ zur Simulation des Kernschießvorgangs wurden einige eigene Versuchsrechnungen durchgeführt. Hierbei hat sich gezeigt, dass die Ablagerung des Sandes je nach Parameterwahl mehr oder weniger säulenförmig stattfindet. Dieser Effekt ist umso ausgeprägter, je größer die Aufprallgeschwindigkeit auf eine Wand ist. Zudem lagert sich der Formstoff bevorzugt vor den Entlüftungsdüsen ab, auch wenn sich diese in den

oberen Ecken des Kernkastens befinden und eine Ablagerung aufgrund der Schwerkraft dort zu einem frühen Zeitpunkt des Schießvorgangs nicht zu erwarten ist.

Eine Weiterentwicklung des Models ist, um es für praktische Aufgaben anwenden zu können, in jedem Fall erforderlich. Aus diesem Grund wird für die in dieser Arbeit durchgeführten Berechnung weiterhin das herkömmliche Zwei-Fluid-Modell verwendet, mit dem die Arbeiten vor Erscheinen der Version 8.2 begonnen wurden.

3.1 Das Lösungsverfahren in Flow-3D®

Flow-3D® arbeitet nach der so genannten FAVOR-Methode (FAVOR = **F**ractional **A**rea/**V**olume **O**bstacle **R**epresentation method). Diese entspricht weitestgehend dem Finite-Differenzen-Verfahren.

Das Netz wird aus rechtwinkligen, raumfesten Zellen aufgebaut. Jeder Zelle wird die für Strömungen zur Verfügung stehende freie Fläche bzw. das offene Volumen zugewiesen. Dies ermöglicht, dass Hindernisse einfach formuliert werden können, in dem das Volumen voll- oder teilweise gesperrt, die Porosität also zu Null oder einem frei wählbaren Wert ≤ 1 gesetzt wird. So werden z. B. bei einer Zelle, die komplett blockiert ist, alle Flächen und das Volumen zu Null gesetzt; für eine Zelle, die zu 100 % offen ist, werden die entsprechenden Werte zu 1 gesetzt.

Alle Gleichungen enthalten in Flow-3D® Funktionen zur Beschreibung der Strömungsvorgänge in Abhängigkeit der offenen, und somit für Transportvorgänge zur Verfügung stehenden, Flächen- ($A_{x,y,z}$) bzw. Volumenanteile (V_F).

Mit Ausnahme der Geschwindigkeiten und dem Anteil der offenen Seitenflächen, die jeweils in den Seitenmitten berechnet werden, werden alle anderen Variablen in der Zellenmitte bestimmt.

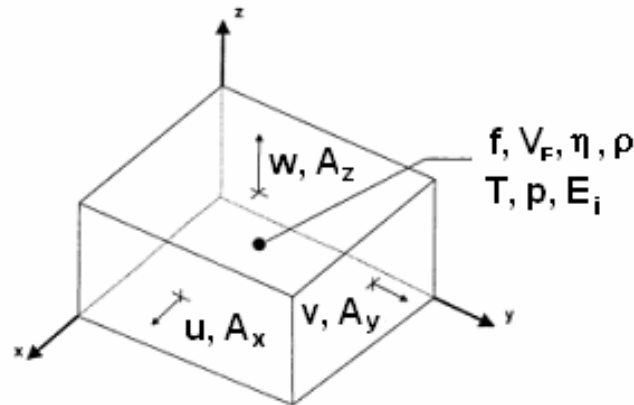


Abbildung 3-1: Position der Variablen in einer Zelle [2]

Die Kontinuitätsgleichung für eine Zelle lautet in Flow-3D®, bezogen auf ein kartesisches Koordinatensystem

$$\frac{\partial \mathbf{r}}{\partial t} * V_F + \frac{\partial(\mathbf{r} * u)}{\partial x} * A_x + \frac{\partial(\mathbf{r} * v)}{\partial y} * A_y + \frac{\partial(\mathbf{r} * w)}{\partial z} * A_z = 0 \quad (3.1)$$

Die Berücksichtigung von Beschleunigungen ($G_{x,y,z}$) oder Strömungsverlusten in porösen Medien ($b_{x,y,z}$) erfolgt über eine Erweiterung der Navier-Stokes-Gleichungen (analog für y- und z-Richtung)

$$\begin{aligned} \frac{\partial u}{\partial t} + \frac{1}{V_F} * \left(u * \frac{\partial u}{\partial x} * A_x + v * \frac{\partial u}{\partial y} * A_y + w * \frac{\partial u}{\partial z} * A_z \right) \\ = -\frac{1}{\mathbf{r}} * \frac{\partial p}{\partial x} + G_x - b_x \end{aligned} \quad (3.2)$$

Der prinzipielle Ablauf der Lösung eines Strömungsproblems mit Hilfe des Finite-Differenzen-Verfahrens gliedert sich in drei Schritte, die für jeden Zeitschritt Δt wiederholt werden:

1. Explizite Approximation der Navier-Stokes-Gleichungen:

Ausgehend vom augenblicklichen Funktionswert u^n (u^n ist der Wert der Geschwindigkeit zum Zeitpunkt t^n ; u^n ist hierbei die abkürzende Schreibweise für $u(t^n)$) wird der Funktionswert u^{n+1} für den nächsten Zeitpunkt t^{n+1} bestimmt. Die Differentialquotienten werden durch Differenzenquotienten mit einer Taylor-Entwicklung für einen Funktionswert $u(t^n + \Delta t)$ approximiert, aus welcher der so genannte Vorwärts-Differenzenquotient hergeleitet werden kann:

$$\frac{\partial u^n}{\partial t} = \frac{u^{n+1} - u^n}{\Delta t} - O(\Delta t) \quad (3.3)$$

Die Bezeichnung Vorwärts-Differenzenquotient rührt daher, dass die Ableitung an der Stelle $t=t^n$ mit einem Wert u^{n+1} an einem zukünftigen Zeitpunkt t^{n+1} approximiert wird. Gleichung (3.3) kann bei bekannter Ableitung an der Stelle $t=t^n$ explizit nach dem unbekannten Wert u^{n+1} aufgelöst werden:

$$u^{n+1} = u^n + \Delta t * \frac{\partial u^n}{\partial t} \quad (3.4)$$

Die so berechneten Geschwindigkeiten sind der Anfangswert für die Iteration des Drucks im zweiten Schritt.

2. Iteration des Drucks:

Um die Kontinuitätsgleichung zu erfüllen, wird der Druck in jeder Zelle iterativ angepasst. Die Änderungen der Geschwindigkeiten, die sich infolge der Druckänderungen ergeben, werden zu den unter Schritt 1 ermittelten Geschwindigkeiten addiert. Hierzu sind mehrere Iterationen erforderlich, da die Änderung des Drucks in einer Zelle, Einfluss auf den Druck in den sechs angrenzten Zellen hat.

3. Aktualisierung weiterer Parameter:

Abschließend müssen die freie Oberfläche bzw. die Grenzfläche zwischen zwei Fluiden und bei kompressiblen Problemen die Werte für Dichte und Energie aktualisiert werden. Auch Temperaturen werden in diesem Schritt angepasst.

Der Vollständigkeit halber soll noch kurz auf die Raumdiskretisierung eingegangen werden. Analog zur Zeit, die in Zeitschritte mit der Schrittweite Δt eingeteilt wird, werden die Koordinaten x , y , und z mit Δx , Δy und Δz unterteilt. Die diskreten unabhängigen Ortsvariablen lauten:

$$x_i = i * \Delta x, y_j = j * \Delta y \text{ und } z_k = k * \Delta z \text{ mit } i, j, k = 0, 1, 2, 3 \dots \quad (3.5)$$

Die Beschreibung einer instationären Größe $u(t, x, y, z)$, die in Raum und Zeit diskretisiert wurde, lautet:

$$u(n * \Delta t, i * \Delta x, j * \Delta y, k * \Delta z) = u(t^n, x_i, y_j, z_k) = u_{i,j,k}^n \quad (3.6)$$

Einen Rückwärts-Differenzenquotient zur Approximation einer räumlichen Ableitung in x-Richtung erhält man durch eine Taylor-Entwicklung von $u(x_0 - \Delta x, y_0, z_0)$:

$$u(x_0 - \Delta x, y_0, z_0) = u(x_0, y_0, z_0) - \Delta x \left. \frac{\partial u}{\partial x} \right|_{x=x_0} + O(\Delta x^2) \quad (3.7)$$

Die Rückwärts-Differenz zur Approximation der ersten Ableitung ergibt sich zu:

$$\frac{\partial u_{i,j,k}}{\partial x} = \frac{u_{i,j,k} - u_{i-1,j,k}}{\Delta x} - O(\Delta x) \quad (3.8)$$

Neben dem Vorwärts- und dem Rückwärts-Differenzenquotient kann auch der zentrale Differenzenquotient zur Approximation der ersten Ableitung herangezogen werden. Hierfür ist die Taylor-Entwicklung $u(x_0 - \Delta x, y_0, z_0)$ von der für $u(x_0 + \Delta x, y_0, z_0)$ zu subtrahieren. Man erhält die zentrale Differenz:

$$\frac{\partial u_{i,j,k}}{\partial x} = \frac{u_{i+1,j,k} - u_{i-1,j,k}}{2 * \Delta x} - O(\Delta x)^2 \quad (3.9)$$

Die Differenz für die zweite Ableitung erhält man durch Addition der Taylor-Entwicklungen $u(x_0 + \Delta x, y_0, z_0)$ und $u(x_0 - \Delta x, y_0, z_0)$:

$$\frac{\partial^2 u_{i,j,k}}{\partial x^2} = \frac{u_{i+1,j,k} - 2 * u_{i,j,k} + u_{i-1,j,k}}{(\Delta x)^2} - O(\Delta x)^2 \quad (3.10)$$

Für die Richtungen y und z gilt diese Herleitung analog.

3.2 Ergänzende Gleichungen in Flow-3D®

3.2.1 Der drift-flux-Beiwert

Für die Simulation des Kernschießvorgangs hat es sich im Rahmen der durchgeführten Untersuchungen als notwendig erwiesen, das relative Strömungsverhalten von Formstoff und Luft zueinander zu berücksichtigen. Dies kann in Flow-3D® durch den so genannten drift-flux-Beiwert geschehen.

Physikalisch sinnvoll ist die Benutzung dieses Modells, wenn beispielsweise die Strömung eines Gemisches aus einem kompressiblen (Luft) und einem inkompressiblen Fluid (Formstoff) simuliert wird. Hierbei muss die Dichte des inkompressiblen Fluids deutlich größer sein als die der kompressiblen Komponente. Des Weiteren darf die Geschwindigkeit der beiden Komponenten zueinander nicht zu groß sein. Beide Voraussetzungen sind beim Schießvorgang erfüllt.

Als erprobte Beispiele für die Nutzung des drift-flux-Beiwertes können das Herabfallen von Regentropfen durch Luft und das Absinken von Kies in Wasser genannt werden.

Mathematisch lässt sich der drift-flux-Beiwert folgendermaßen definieren:

Die Geschwindigkeit u , die sich aus den Geschwindigkeiten u_1 und u_2 der beiden Fluide 1 und 2 ergibt

$$u = f_1 * u_1 + f_2 * u_2 \quad (3.11)$$

wird so definiert, dass für die inkompressible Komponente der Zwei-Phasen-Strömung $\tilde{N}u = 0$ gilt (f_1, f_2 : Anteile an Fluid 1 bzw. Fluid 2. Es gilt: $f_1 + f_2 = 1$).

Ferner wird angenommen, dass q eine skalare Menge pro Einheit ist. Der drift - flux von q unter Beachtung der Geschwindigkeit u wird beschrieben durch

$$(\mathbf{r}_1 * q_1 - \mathbf{r}_2 * q_2) * f_1 * f_2 * u_r \quad (3.12)$$

$u_r = u_1 - u_2$ ist die relative Geschwindigkeit des einen Fluids zum anderen.

Die Änderung des Impulses pro Volumen- und pro Zeiteinheit zwischen den beiden Fluiden kann ausgedrückt werden durch

$$f_{12} = \frac{\mathbf{r}_2 * u_r}{dfcof} \quad (3.13)$$

Die relative Geschwindigkeit des Formstoffes zur Luft lässt sich unter Voraussetzung der gemittelten Dichte $\mathbf{r} = \mathbf{r}_1 * f_1 + \mathbf{r}_2 * f_2$ beschreiben als

$$u_r = dfcof * f_2 * \left(\frac{\mathbf{r}_1 - \mathbf{r}_2}{\mathbf{r}_2} \right) * \frac{1}{\mathbf{r}} * \nabla p \quad (3.14)$$

In Abhängigkeit vom Radius r_0 des eingesetzten Sandes und der kinematischen (\mathbf{n}) bzw. der dynamischen (\mathbf{h}) Viskosität der Luft kann der drift - flux - Beiwert bestimmt werden nach der Formel

$$dfcof = \frac{2 * r_0^2}{9 * \mathbf{n}} = \frac{2 * r_0^2 * \mathbf{r}}{9 * \mathbf{h}} \quad (3.15)$$

Er fließt in die explizite Approximation der Navier-Stokes-Gleichungen zur Berechnung der Strömungsgeschwindigkeiten ein.

3.2.2 Der Strömungswiderstand poröser Medien

Die Definition poröser Medien ist im Rahmen dieser Arbeit an mehreren Stellen erforderlich. So werden die Entlüftungsdüsen als poröse Medien definiert. Ebenso ist es erforderlich, bei der Simulation des Begasungsvorgangs die Porosität, aber auch den Strömungswiderstand des Formstoffes zu berücksichtigen.

Im Laufe der Untersuchungen hat sich herausgestellt, dass für die Formulierung der Entlüftungsdüsen während des Schießvorgangs eine andere mathematische Beschreibung des Strömungswiderstandes anzuwenden ist, als während des Begasungsvorgangs. In Flow-3D® sind hierfür bereits verschiedene Gesetze hinterlegt.

3.2.2.1 Die Entlüftungsdüsen beim Kernschießvorgang

Der Strömungswiderstand der Entlüftungsdüsen beim Kernschießvorgang wird beschrieben durch die Funktion

$$K = a * f^{-b} \quad (3.16)$$

Hierbei ist K der Strömungswiderstand, f das Verhältnis von Sand zu Luft („0“ entspricht Luft, „1“ entspricht Sand), a und b sind Konstanten zur genaueren Beschreibung des gewünschten Funktionsverlaufes.

Diese Abhängigkeit wurde benutzerspezifisch angepasst, so dass der Widerstand bis zu einem Grenzwert für das Formstoff-Luft-Verhältnis zu Null gesetzt wird. Erst wenn der Formstoffanteil diesen festgelegten Wert übersteigt, wird

der Widerstand entsprechend der Funktion berechnet und der Durchfluss erheblich erschwert.

So wird berücksichtigt, dass die Luft, die sich schon vor Beginn des Schießens im Kernkasten befindet, entweichen kann. Erst für einen relativ hohen Formstoffanteil wird die Düse blockiert und der Formstoff bleibt im Kernkasten.

3.2.2.2 Die Entlüftungsdüsen und der Formstoff beim Begasungsvorgang

Bei der Simulation des Begasungsvorgangs ist, neben der Porosität, auch der Strömungswiderstand des Formstoffes zu berücksichtigen. Dieser ist mathematisch gesehen abhängig von der Größe der einzelnen Körner, der Porosität, der Rauigkeit der Kornoberfläche und von der Strömungsgeschwindigkeit. Bezüglich der bei der Begasung auftretenden Geschwindigkeiten kann gesagt werden, dass der Strömungsverlust eines porösen Medium, welches sich aus rauen Partikeln oder Fasern zusammensetzt, proportional zum Quadrat der Strömungsgeschwindigkeit ist.

Dies kann in Flow-3D® durch die Wahl des entsprechenden mathematischen Gesetzes zur Beschreibung des Strömungswiderstandes berücksichtigt werden. Der Strömungswiderstand wird in Abhängigkeit von der lokalen Reynoldszahl durch die Formel

$$K = \frac{h}{r} * \frac{1 - V_F}{(V_F)^2} * \left[a * (1 - V_F) + b * \frac{Re}{d} \right] \text{ mit } Re = \frac{v * d * r}{h} \quad (3.17)$$

beschrieben und berücksichtigt sowohl linear als auch quadratisch zur Geschwindigkeit auftretende Strömungsverluste.

Die von Flow-3D® berechnete Strömungsgeschwindigkeit geht hierbei programmintern direkt in die Kalkulation des Strömungswiderstandes ein.

4 Literatur zur Kernherstellung

Die Anfänge der maschinellen Fertigung von Kernen sind gegen Ende des 19. Jahrhunderts zu beobachten. Die arbeits- und zeitintensive Handfertigung wurde zu dieser Zeit erstmals durch automatisierte Techniken abgelöst.

Im Laufe des 20. Jahrhunderts wurden die maschinellen Verfahren zur Kernherstellung immer weiter entwickelt und optimiert. Stand der Technik ist heute ein Verfahren, bei dem der im Sandzylinder der Maschine befindliche Formstoff durch die schlagartige Beaufschlagung mit Druckluft in den unterhalb des Sandzylinders befindlichen Kernkasten eingebracht wird (Abbildung 4-1).

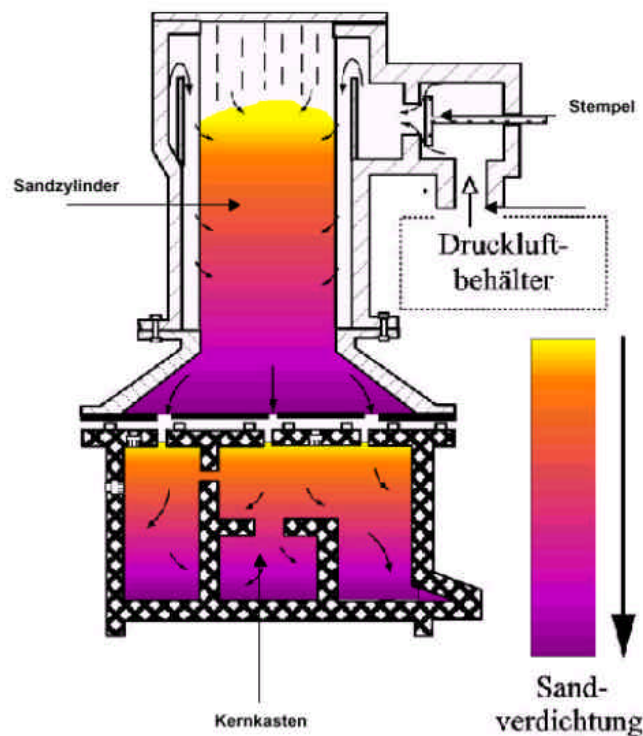


Abbildung 4-1: Schematische Darstellung von Kernschießmaschine, Kernkasten und Sandverdichtung [6]

Der Formstoff wird in Abhängigkeit des nach dem Schießen eingesetzten Aushärtungsverfahrens mit dem entsprechenden Binder- bzw. Binder-Härter-System gemischt.

Die Aushärtung des Formstoffes erfolgt bei kalthärtenden Verfahren durch das anschließende Begasen. Hier gibt es viele unterschiedliche Systeme, bei denen das Cold-Box-Verfahren mit ca. 60 % überwiegt [7]. Aber auch das Resol/CO₂- und das Wasserglasverfahren finden Anwendung. Der Vorteil des Cold-Box-Verfahrens liegt darin, dass das Aushärten bei Raumtemperatur mit Amin erfolgt. Ein zeitaufwendiges Erwärmen wie beim Hot-Box- oder Maskenformverfahren ist somit nicht erforderlich.

4.1 Prozessparameter bei der Kernherstellung

Bei der Kernherstellung gibt es eine große Anzahl von Faktoren, die auf den Prozess einwirken [8, 9, 10]. Von entscheidender Bedeutung ist aber in erster Linie die Fließfähigkeit des Formstoffes, die sich direkt in der Verarbeitbarkeit des Formstoffes während des Schießprozesses zeigt. So führt eine unzureichende Fließfähigkeit zu einer mangelhaften Verdichtung, die von kleinen Auflockerungen, z. B. dem Fehlen einer Binderbrücke zwischen Sandkörnern bis hin zu mit dem bloßen Auge erkennbaren Löchern reichen kann.

Die Fließfähigkeit wiederum ist ebenfalls von zahlreichen Größen abhängig. So spielen sand- und binderspezifische Kenngrößen ebenso eine Rolle wie Temperaturen, maschinenspezifische Merkmale oder die Verarbeitungszeit zwischen dem Mischen und dem Schießen der Kerne. Darüber hinaus gibt es viele weitere Einflussfaktoren. Abbildung 42 verdeutlicht die umfangreiche Problematik.

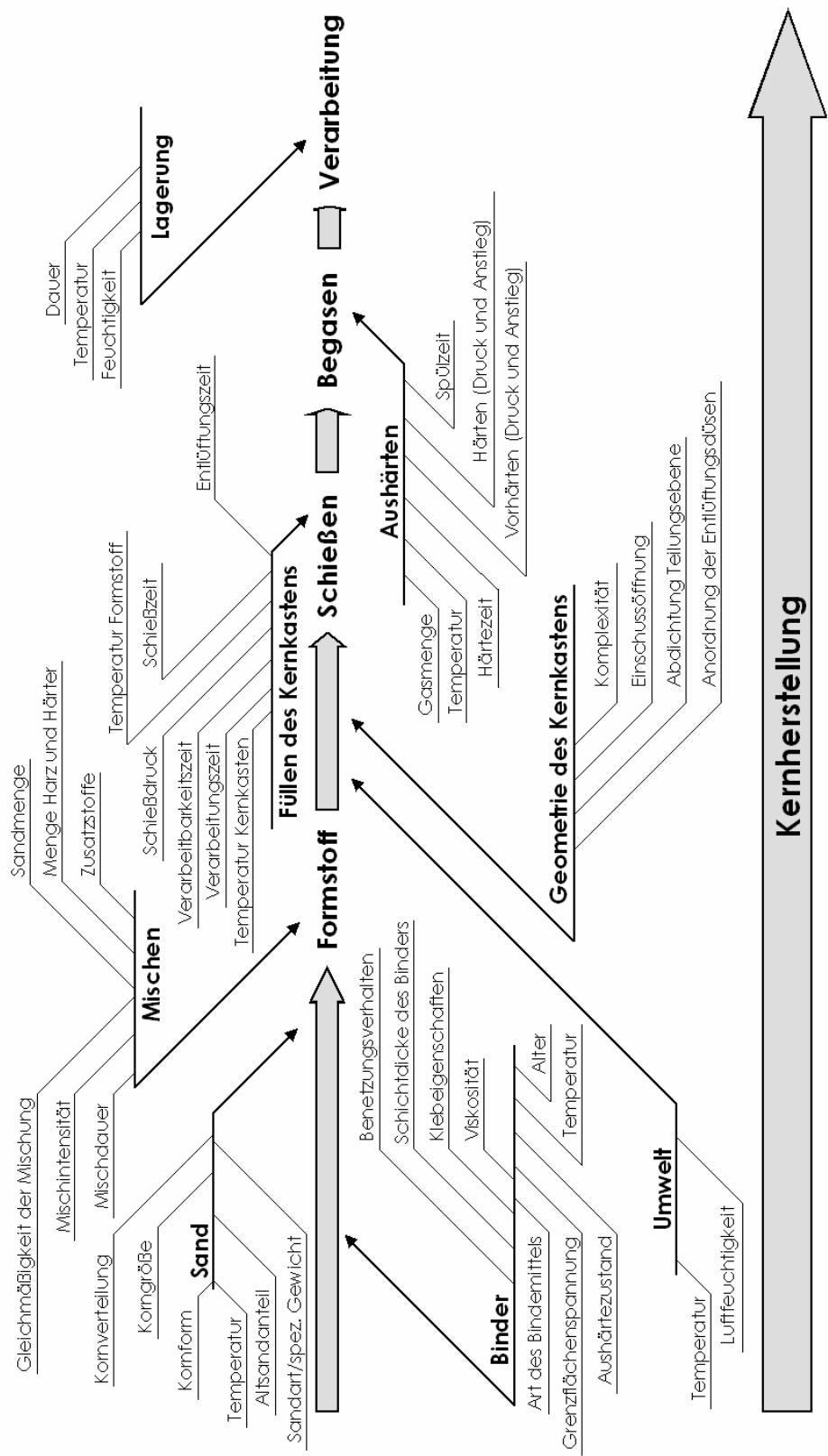


Abbildung 4-2: Einflussfaktoren bei der Kernherstellung

Es ist zu erkennen, dass die Anzahl der den Schießvorgang beeinflussenden Parameter erheblich größer ist als die Zahl der Faktoren, die Einfluss auf den Begasungsprozess haben.

Untersuchungen zu den Einflussgrößen beim Schießprozess [11] haben gezeigt, dass die Lage der Entlüftungsdüsen die größten Auswirkungen auf die erzielbare Kerndichte hat. Weiterhin wirken sich der Durchmesser der Einschussöffnung, der Schießdruck und der Bindergehalt (in abnehmender Reihenfolge) auf die Packungsdichte des Kerns aus. Ein Einfluss des Sandtyps (Zirkon- oder Quarzsand) auf die erzielbare Kerndichte konnte nicht festgestellt werden.

Antonovskii, Antropova und Ostrenin [12] untersuchten den Einfluss von Binder und Härter. Sie variierten den Begasungsdruck, die Gaskonzentration, die Begasungs- und die Spüldauer. Dabei fanden sie heraus, dass die Viskosität des Binders der Haupteinflussfaktor für eine gleichmäßige Verteilung auf den Sandkornoberflächen ist und dass die technologischen Eigenschaften der ausgehärteten Kerne wesentlich durch das Harz und evtl. zugegebene Additive festgelegt werden. Den größten Einfluss haben Art, Menge und Wassergehalt des Harzes, aber auch die Gaskonzentration wirkt sich auf die Festigkeit aus.

Um den Fertigungsprozess effizienter zu gestalten und eine Optimierung zu erleichtern, bietet sich die Einrichtung von Betriebsdatenerfassungs- und -auswertesystemen an [13]. Diese schaffen die Möglichkeit, über die Vernetzung von Kernschießmaschinen und anderen prozessrelevanten Anlagen, wie Sandaufbereitung und Begasungsgeräten, einmal für einen Kernkasten erarbeitete Prozessparameter abzurufen und diese unmittelbar wieder zu

verwenden. Hierzu muss für jeden Kernkasten ein Datensatz hinterlegt werden, der maschinenspezifische Parameter, wie Kernkastenabmessungen, Rohstoffdaten, Produktionsdaten für das Schießen und Begasen etc. enthält. Ein optimaler Produktionsbeginn wird so ab dem ersten Kern möglich.

Neben den hinterlegten Soll-Werten können auch Ist-Daten und daraus abgeleitet z. B. auch Laufzeiten, Reinigungszyklen oder Wartungsintervalle erfasst werden. Die Auswertung der aufgezeichneten Daten führte im beschriebenen Fall zu einer Anpassung der Parameter in Abhängigkeit von Temperatur und Feuchte jeweils für die Sommer- und für die Wintermonate. Durch eine vorbeugende Änderung der Parameter ist es möglich geworden, über das ganze Jahr gleichmäßige Kerne zu erzeugen und den Ausschuss erheblich zu reduzieren.

Problematisch ist bei der Datenerfassung, dass zur Zeit überwiegend lediglich Soll-Daten und keine Ist-Daten erfasst werden. So kann bei der Binderdosierung je nach Dosiereinrichtung eine mehr oder minder große Streuung in der zugegebenen Bindermenge auftreten. Auch kann es aufgrund von Verschleiß am Mischer oder zu kurzen Mischzeiten zu unzureichender Durchmischung des Sandes mit Binder kommen.

Weitere wesentliche Parameter, die im Ist-Zustand erheblich von den Soll-Vorgaben abweichen können, sind der Schieß- und der Begasungsdruck. Diese variieren während des Schieß- bzw. Begasungsvorgangs über die verschiedenen Bereiche einer Kernschießmaschine bis hin zum Kernkasten sehr stark [14, 5].

Wintgens führte sehr aufwendige Messungen zu den Druckverläufen während des Schieß- und Begasungsvorgangs durch. Er brachte insgesamt 8 piezoresistive Drucksensoren an verschiedenen Stellen einer Kernschießmaschine, im Kernkasten und in der Direktabsaugung des Kernkastens an (Abbildung 4-3).

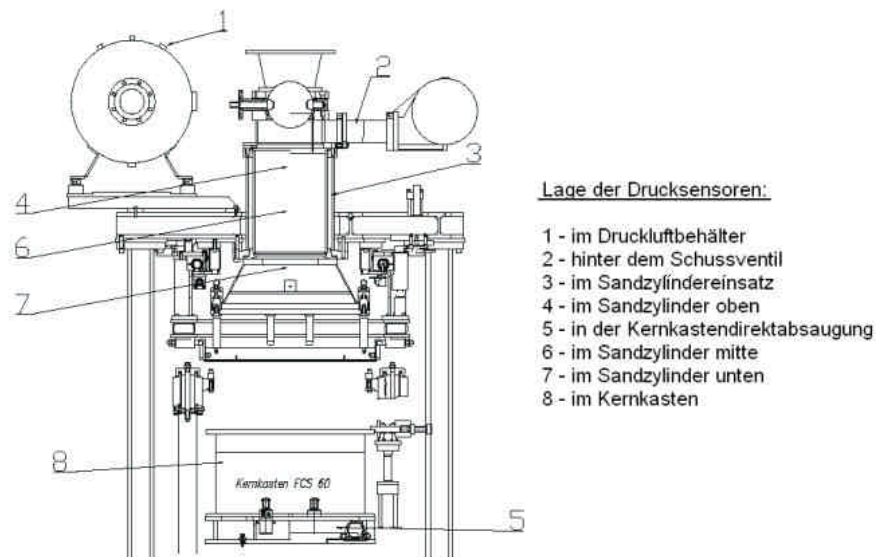


Abbildung 4-3: Position der Drucksensoren [14]

Die Messungen haben ergeben, dass zu Beginn des Schießvorgangs im Schussluftbehälter, der an der Maschine eingestellte Schießdruck herrscht. Dieser fällt zu Beginn des Schießvorgangs schlagartig ab und baut sich dann langsam wieder auf. Im Gegenzug baut sich hinter dem Schussventil, im Sandzylindereinsatz (Mantelraum zwischen Maschinenoberteil und Sandzylinder) und über die Höhe des Sandzylinders Druck auf, der mit zunehmender Entfernung vom Druckluftbehälter einen geringeren, jedoch nie den vorgegebenen, Wert erreicht. Im Kernkasten selbst wurde bei einem eingestellten Schießdruck von 5 bar ein maximaler Überdruck von ca. 0,5 bar gemessen (Abbildung 4-4). Auch in anderen durchgeführten Untersuchungen wurde während des Schießvorgangs ein Überdruck von 1 bar im Kernkasten nicht überschritten.

Ähnliche Beobachtungen konnten auch bei Druckmessungen, die während des Begasungsvorgangs durchgeführt wurden, gemacht werden. So erreichte der im Kernkasten gemessene Begasungsdruck lediglich 1,5 bar

über Atmosphärendruck, obwohl an der Maschine ein Begasungsenddruck von 4,5 bar vorgegeben worden war (Abbildung 4-4).

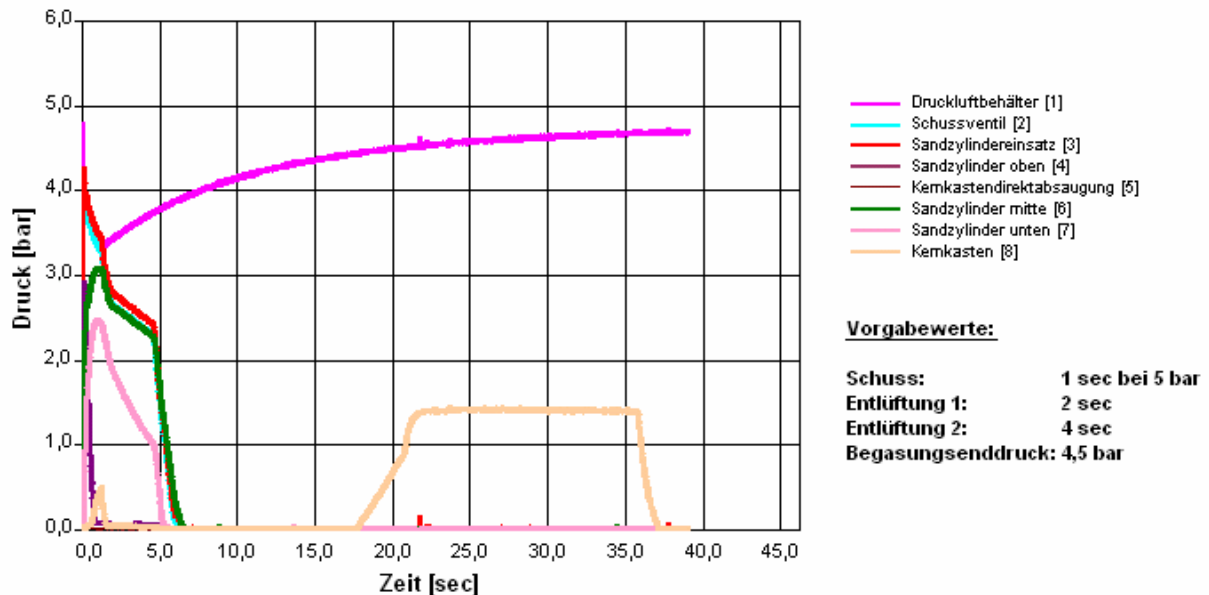


Abbildung 4-4: Druckkurven für den Schieß- und Begasungsvorgang [14]

Besonders erwähnenswert ist an den Ergebnissen dieser Messungen, dass das Druckmaximum während des Begasungs- und nicht - wie oft erwartet - während des Schießvorgangs erreicht wurde.

4.2 Simulation der Kernherstellung

Erste aufwendige computerbasierte Simulationen der Kernherstellungsprozesse werden Ende des 20. Jahrhunderts/Anfang des 21. Jahrhunderts vorgestellt.

Pelzer [6, 17] beschäftigte sich als erster intensiv mit der zweidimensionalen Simulation von Kernherstellungsprozessen. Er setzte die bereits beschriebene Software Fluent® ein und verwendete zur Beschreibung der Strömungsvorgänge beim Kernschießen ein Mehrphasenmodell nach Euler. Die Luft wird als Hauptphase betrachtet, weitere Phasen (Formstoff) sind granulare Festkörper. Im Rahmen seiner Dissertation filmte er außerdem den Füllvorgang eines zylindrischen, durchsichtigen Kernkastens und führte mit unterschiedlich gefärbten Sanden Versuche zur Bestimmung der Sandverteilung am Ende des Schießvorgangs durch. Es konnte eine gute Übereinstimmung der realen Kernkastenfüllung mit den Simulationen festgestellt werden, so dass davon ausgegangen werden kann, dass das eingesetzte Modell für die Simulation des Kernschießvorgangs grundsätzlich als geeignet anzusehen ist.

Weiterhin führte er – ebenfalls zweidimensionale – Berechnungen zur Simulation des Begasungsvorgangs durch. Da zur Validierung der Simulationsergebnisse keinerlei Versuche durchgeführt wurden, ist eine Beurteilung der Ergebnisse nicht möglich.

Weitere zweidimensionale Berechnungen und Experimente zur Validierung der Ergebnisse werden 2001 von Wu, Cui und Li [18] beschrieben. Auch diese verwendeten ein Zwei-Phasen-Modell nach Euler, mit welchem der Formstoff als Fluid beschrieben wird. Der Einfluss der Sandkörner findet aber dennoch Berücksichtigung. Zur Lösung der Gleichungen wurde das Finite-Differenzen-

Verfahren eingesetzt. Ob es sich bei der eingesetzten Software um ein kommerzielles Programm oder um eine Eigenentwicklung handelt, wird nicht explizit erwähnt.

Da das Interesse an der Simulation der Kernherstellung in den letzten Jahren stark angestiegen ist, gibt es auch neue Software, die speziell für diese Problematik entwickelt wurde bzw. wird. Besonders erwähnenswert sind an dieser Stelle OPTIBLOW und Arena-flow™.

Bei OPTIBLOW handelt es sich um ein EU-Projekt, das bis Anfang 2004 lief und die Neuentwicklung eines Softwaremoduls, welches in die kommerzielle Software PAMCAST integriert werden kann, zur Simulation des Kernschieß- und des Begasungsprozesses als Ziel hatte [19]. Der Kernschießvorgang wird durch eine Ein-Phasen-Strömung beschrieben, wobei der Formstoff als nicht-newtonisches Fluid mit konstanter Lagerungsdichte berücksichtigt wird. Erste Bilder zeigen Simulationen und dazugehörige real geschossene Kerne. Die Vereinfachung des Modells auf eine Ein-Phasen-Strömung bringt eine kurze Rechendauer mit sich, erfordert im Hinblick auf die Genauigkeit aber Kompromisse. So wird die Verteilung der Porosität über den Kern nur unzureichend wiedergegeben.

Arena-flow™ ist seit Ende 2001/Anfang 2002 erhältlich und kann in besonderem Maße die beim Kernschießen auftretenden komplexen Strömungsvorgänge dreidimensional berücksichtigen [20, 21]. Zur Lösung der Gleichungen wird ein neuer Euler-Lagrange-Algorithmus benutzt, der die Luft als Fluid und die Sandkörner sowohl als Fluid aber auch als diskrete Partikel berücksichtigt. Um die auf die einzelnen Partikel wirkenden Kräfte berechnen zu können, werden diese als Fluid behandelt. Die Belastungen werden dann auf die einzelnen Partikel zurückgerechnet, die, um den Rechenaufwand in Grenzen zu halten, zu so genannten „clouds“ zusammengefasst werden. Das Model

erlaubt die Berücksichtigung von Partikel-Interaktionen und weiteren, für granulare Strömungen typischen Merkmalen. Nachteilig ist hierbei die Anzahl anzugebender Parameter, die teilweise auch nur sehr aufwendig bestimmt werden können.

Zur Simulation des Begasungsvorgangs existieren ebenfalls diverse Veröffentlichungen. Pelzer führte zu dieser Thematik ebenfalls zweidimensionale Berechnungen durch, in denen er auch die Temperatur des durchströmenden Gases berücksichtigte [22].

Im Rahmen der Arbeiten zu OPTIBLOW wurden ebenfalls Versuche durchgeführt, in denen der Gasstrom durch die Nutzung eines pH-Wert-abhängigen, farbigen Indikators sichtbar gemacht wurde [19]. Der Begasungsvorgang der Versuchsgeometrie wurde dann simuliert.

Sehr ausführliche Versuche zum Begasen führte Wessén [23] durch. Er untersuchte verschiedene Gas-Bindersysteme bei unterschiedlichen Strömungsgeschwindigkeiten. Weiterhin prüfte er den Einfluss der Entlüftung auf das Strömungsverhalten. Für die Simulation nutzte er ein kommerzielles FEM-Programm, FEMLAB.

In der hohen Zahl der aktuellen Veröffentlichungen zur Simulation der Kernherstellungsprozesse spiegelt sich das große Interesse und der zur Zeit enorme Fortschritt der Entwicklung wider. Welcher der Ansätze sich letztendlich durchsetzen wird, ist zum heutigen Zeitpunkt noch nicht absehbar. Dies wird sich im Verlaufe der nächsten Jahre zeigen.

4.3 Porosität von Kernen

Zur Bestimmung der Porositätsverteilung eines Kernes ist lediglich eine geringe Anzahl an Literaturquellen zu finden. Boenisch und Knauf [27] beschreiben den „Füllungsgrad eines Kernformwerkzeuges“. Dieser wird definiert als die eingeschossene Sandmenge im Vergleich zur größtmöglichen Sandmenge, die unter optimalen Schießbedingungen in den Kernkasten eingebracht werden kann. Der Wert liefert somit einen Anhalt für eine über den gesamten Kern durchschnittlichen, konstanten Porosität und ermöglicht den Vergleich verschiedener Schießdrücke, Sande und Bindersysteme. Über die Verdichtung in verschiedenen Bereichen des Kernes lässt sich mit diesem Verfahren aber keine Aussage machen.

Daher wurde zur Bestimmung der durchschnittlichen Porosität in einzelnen Kernbereichen ein in der Bodenmechanik verwendetes Verfahren eingesetzt [29]. Um die Dichte von Bodenproben mit geometrisch nicht genau zu definierenden Abmessungen zu bestimmen, wird auf das Auftriebsverfahren zurückgegriffen. Das Probestück wird zuerst an der Luft gewogen. Dann wird die Masse der mit einer Flüssigkeit gesättigten Probe an der Luft und in einer Tauchflüssigkeit (z. B. H_2O oder Paraffin) ermittelt. Die Vorteile dieses Verfahrens liegen darin, dass es einfach durchzuführen, kostengünstig, bei exakter Arbeitsweise relativ genau und geometrieunabhängig ist. Weiterhin ist die Bestimmung der offenen sowie der geschlossenen Porosität möglich. Von Nachteil ist, dass die Porendurchmesser nicht ermittelt werden können und bei wasserempfindlichen Proben eine Paraffinierung erforderlich ist.

Die durchgeführten Untersuchungen werden ausführlich in Kapitel 5.1 beschrieben.

4.4 Fließverhalten von Formstoffen

Für die Simulation des Kernschießvorgangs ist es programmtechnisch erforderlich, einen Wert für die dynamische Viskosität [30] des Formstoffes anzugeben. Dieser beschreibt den inneren Widerstand eines Fluids gegen Verformungen und kann auch als Formänderungswiderstand bezeichnet werden. Die dynamische Viskosität ist definiert als der Quotient aus Schubspannung und Schergeschwindigkeit.

Für einfache Fluide, wie z. B. Wasser oder Luft, besteht ein linearer Zusammenhang zwischen Schergeschwindigkeit und Schubspannung [31, 32]. Diese Fluide werden als newtonsche Fluide bezeichnet. Die dynamische Viskosität ist von der Stärke der Deformation unabhängig und somit eine Stoffkonstante. Die Fließgrenze τ_0 (Schnittpunkt der Fließkurve mit der Ordinate) liegt im Ursprung des Koordinatensystems.

Zur Bestimmung der dynamischen Viskosität newtonscher Fluide setzt die klassische rheologische Messtechnik das ebene Plattenmodell in rotationssymmetrische Messgeometrien um. Üblich ist hier zum Beispiel ein Zylinder-Zylindermodell (aufgewickelte Platten). Einer der beiden Zylinder wird in eine

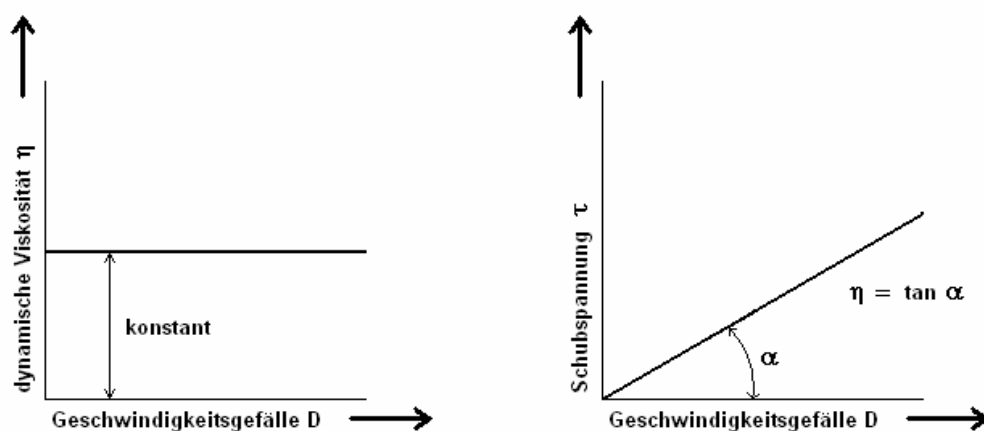


Abbildung 4-5: Viskosität und Schubspannung eines newtonschen Fluids [30]

Drehbewegung versetzt, wodurch im Spalt zwischen den Zylindern eine Scherströmung ausgebildet wird. Dieses Verfahren ist für homogene Stoffe gut geeignet.

Bei Formstoff handelt es sich aber um eine inhomogene Suspension mit Korngrößen von bis zu einem Millimeter. Die dynamische Viskosität kann nicht mit klassischen Verfahren bestimmt werden, da der Sand sich während der Messung absetzt.

Zudem entspricht das Fließverhalten des Formstoffes nicht dem eines newtonschen Fluids [33]. Der Formstoff verhält sich wie ein Bingham-Körper, d. h. bei sehr geringer Beanspruchung entspricht sein Verhalten dem eines Festkörpers. Erst bei genügend hoher Belastung tritt ein Fließen mit nahezu konstanter Viskosität ein. (Die Fließgrenze liegt nicht bei $\tau_0 = 0$, sondern bei einem Wert $\tau_0 > 0$.)

Die hohe Viskosität bei geringem Geschwindigkeitsgefälle kann auf die Störung der Partikel untereinander und die Wechselwirkungen zwischen ihnen zurückgeführt werden.

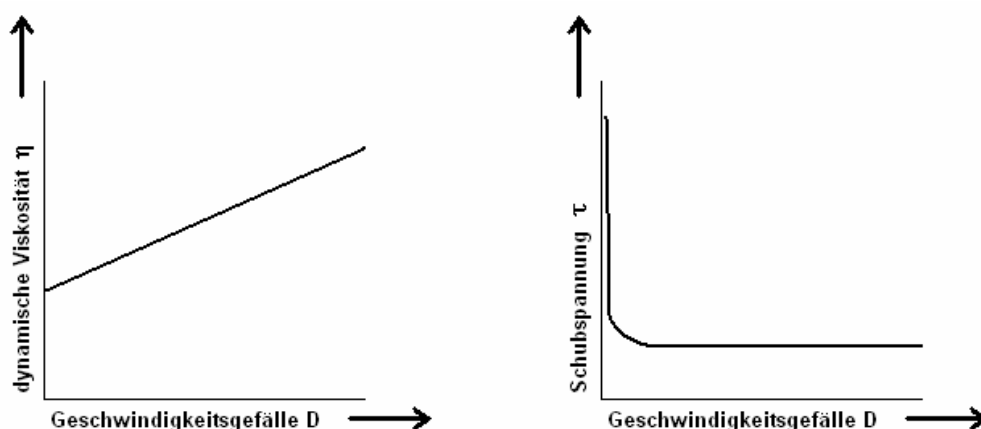


Abbildung 4-6: Viskosität und Schubspannung eines nichtnewtonschen Fluids [30]

Die Definition eines nichtnewtonschen Verhaltens ist in Flow-3D® programmtechnisch zwar möglich, schlägt sich aber in einer wesentlich höheren Rechenzeit nieder. Da dies dem Ziel der Simulation der Kernherstellung (Beschleunigung von Serienanlaufzeiten) entgegensteht, wird der Formstoff vereinfachend als newtonsches Fluid angenommen. Es wird davon ausgegangen, dass die durch den Schießdruck aufgebrachte Belastung groß genug ist, um die Fließgrenze zu überwinden.

Diese Vereinfachung ist zulässig, da trotz dieser stark vereinfachten Annahme eine hohe Übereinstimmung zwischen Realität und Simulation erreicht werden kann, wie in den nachfolgenden Kapiteln gezeigt wird.

Über die Viskosität lassen sich direkt Rückschlüsse auf die Fließfähigkeit und somit die Verarbeitbarkeit von Formstoffen ziehen: Eine geringe Viskosität hat eine gute Verarbeitbarkeit zur Folge.

Diese Beziehung wurde bereits für einige Untersuchungen zum Füllverhalten von Kernkästen genutzt. Boenisch und Knauf [35] beschreiben ausführlich die „Beladungsprobe“, bei der diejenige Formstoffmenge in g/l Luft gemessen wird, die von einem bestimmten Druckluftvolumen mitgefördert wird. Der Formstoff wird hierbei in einen druckdichten Behälter geschossen. Die Untersuchungen haben eine Abhängigkeit von Bindersystem und -gehalt gezeigt. Mit der „Kantenprobe“ wurden weitere Versuche durchgeführt. Um diesen Probekörper zu füllen, muss der einströmende Formstoff zwei Umlenkungen folgen und strömt dann in eine sehr dünne, nach oben keilförmig auslaufende Schneide.

Beide Versuche zeigen deutliche Unterschiede zwischen den einzelnen Bindern. So ist sowohl die Beladungsdichte der Transportluft als auch die in die Kantenprobe eingeschossene Sandmenge für einen Cold-Box-Formstoff größer als für einen mit Wasserglasbinder vermengten Sand (Abbildung 4-7).

Dies lässt sich auf die guten Fließeigenschaften des Cold-Box-Binders zurückführen. Zudem zeigt sich, dass Beladungsdichte und eingeschossene Sandmenge mit zunehmendem Binderanteil abnehmen.

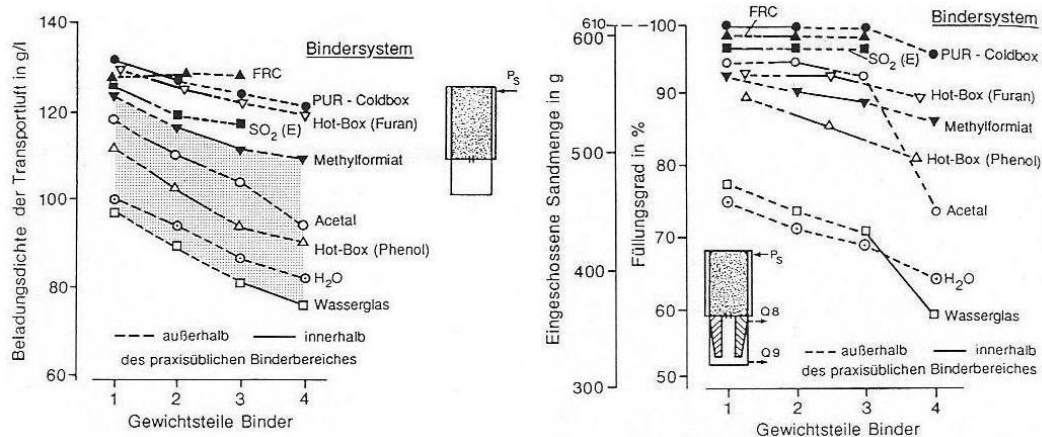


Abbildung 4-7: Beladungsdichte der Transportluft (links) und Füllungsgrad der Kantenprobe (rechts) für verschiedene Kernbindersysteme [28]

Eine ähnliche Methode zur Bestimmung der Fließfähigkeit beschreibt Koltunov [37]. In dem von ihm vorgestellten Verfahren werden 100 g Formstoff mit konstanter Verdichtung in eine Versuchsanordnung gefüllt und mit Druckluft beaufschlagt. Der Fließfähigkeitsindex ist definiert als der Anteil an Formstoff, der aus dem Vorratsbehälter heraustransportiert wird.

Aktuelle Untersuchungen zum Fließverhalten von Cold-Box-Kernformstoffen und den es beeinflussenden Parametern Druck, Lage und Größe der Entlüftungsdüsen sowie die Schichtdicke des Formstoffes in der Schießkammer wurden von Hauck et al [40] durchgeführt. Wesentliches Resultat dieser Arbeiten ist die Erkenntnis, dass es sich beim Schießvorgang um einen sehr komplexen Fließprozess handelt. Dies wird durch die großen Unterschiede bei Kernen begründet, die mit gleichen Parametern hergestellt wurden. Auch hat sich

gezeigt, dass eine Erhöhung des Schießdrucks verstärkt zu Wirbelbildung und somit zu Durchmischung des Formstoffes führt.

Da die vorangehend beschriebenen Verfahren zur Bestimmung der Fließfähigkeit von Formstoffen einerseits sehr aufwendig und andererseits auch mit einer ganzen Reihe von Fehlerquellen behaftet sind, wurde in dieser Arbeit zur Messung des Fließverhaltens von Formstoffen ein in der Baustoffindustrie bereits eingesetztes Verfahren zur Bestimmung einer relativen (geschwindigkeitsabhängigen) Viskosität gewählt, mit dem Aussagen über die Verarbeitbarkeit von Frischbeton und Mörtel gemacht werden können (Kapitel 5.2).

4.5 Strömungswiderstand

Neben den bereits erwähnten Größen (Porosität, Rauigkeit der Kornoberfläche, Korngröße und Strömungsgeschwindigkeit) haben bei der Aushärtung von Kernen auch noch andere Faktoren Einfluss auf den Strömungswiderstand.

So beschreiben Schrey, Pelzer und Wolf [22] eine abnehmende Gasdurchlässigkeit nicht nur bei abnehmender Korngröße des Quarzsandes sondern auch bei steigendem Bindergehalt. Weiterhin konnte ein deutlicher Unterschied des Massenflusses zwischen ausgehärtetem und nicht ausgehärtetem Cold-Box-Formstoff festgestellt werden. So nimmt die Gasdurchlässigkeitszahl α (gibt an, wie viel cm^3 Luft durch einen Sandwürfel von 1 cm Kantenlänge in einer Minute bei einem Überdruck von 1 cm Wassersäule hindurchgehen [39]) für einen Sand H32 mit 1,2 Gew.-Teilen Cold-Box-Binder von 290 (nicht ausgehärtet) auf 130 (ausgehärtet) ab. Diese Verringerung wird auf die räumliche

Vernetzung des Binders mit der Ausbildung des Polyurethans zwischen den Sandkörnern zurückgeführt.

In einer weiteren Veröffentlichung beschreiben Schrey und Wolf [41] die Auswirkungen des Begasungsdrucks auf den Aminverbrauch und die Aushärtung. So wird der Kern mit zunehmendem Begasungsdruck trotz des mit dem Quadrat der Geschwindigkeit ansteigenden Strömungswiderstandes zwar schneller durchströmt, gleichzeitig wird aber unverbrauchtes Amin an den Entlüftungen ausgespült, da eine Aushärtungsreaktion wegen der zu schnellen Strömung nicht stattfinden konnte. Dieser Aspekt ist insbesondere bei der Optimierung des Begasungsvorgangs zu berücksichtigen, da hier nicht nur auf eine schnelle Durchströmung der gesamten Geometrie geachtet werden muss, sondern auch auf ausreichend lange Verweilzeiten des Aushärtungsgases.

Bei seinen umfangreichen Experimenten zur Begasung von Kernen stellte Wessén [23] fest, dass neben der durch Druckunterschiede verursachten Strömung auch ein Stofftransport infolge Diffusion auftritt. Dies ist insbesondere bei nicht bzw. schlecht entlüfteten Kernbereichen von Bedeutung. Auch er ermittelte eine Abhängigkeit des Fortschreitens der Aushärtungsfront von der Gasgeschwindigkeit, dem Bindergehalt und der Gaskonzentration und stellte außerdem eine Beeinflussung durch die Reaktion zwischen Gas und Binder fest.

In einer Versuchsreihe benutzte Wessén einen zylindrischen Kernkasten, den er von Hand mit wasserglas- bzw. resolgebundenem Formstoff füllte. Er variierte den Durchfluss an CO_2 und konnte nachweisen, dass es einige Zeit dauerte, bis am Ende des Versuchskernkastens ein austretender Gasstrom festzustellen war. Wessén begründet dies durch die Reaktion des eingebrachten Gases mit dem Binder und somit dem Verbrauch des Gases. Erst zu einem späteren Zeit -

punkt erreicht die Menge des austretenden Gases die des eingebrachten, was er auf das Andauern der Aushärtungsreaktion zurückführt.

Die Zeitspanne, bis die austretende Gasmenge die der eingebrachten erreichte, war bei dem wasserglasgebundenem Formstoff kürzer als bei dem resolgebundenem, was er auf eine langsamere Aushärtungsreaktion oder auf einen höheren Gasverbrauch bei resolgebundenem Formstoff zurückführte.

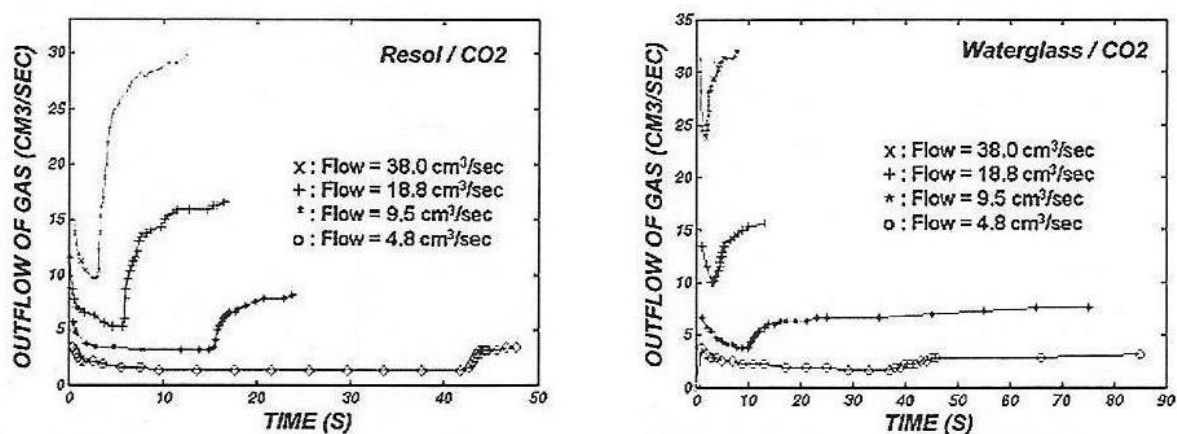


Abbildung 4-8: Austretende Gasmengen für Resol/CO₂ (links) und Wasserglas/CO₂ (rechts) über der Zeit [23]

Das Verhältnis von Durchfluss an Gas zum Fortschreiten der Aushärtungsfront ist für beide Systeme nicht konstant. Mit steigendem Massenfluss konnte aber ein Anstieg festgestellt werden. Dies lässt darauf schließen, dass das Gas bei großen Strömungsgeschwindigkeiten ohne zu reagieren weitertransportiert wird. Dieser Effekt ist bei Resol/CO₂ stark, bei Wasserglas/CO₂ weniger stark ausgeprägt.

Weitere Versuche führte er mit Cold-Box-Binder und Amin durch. In Abweichung zu den anderen untersuchten Systemen stellte er fest, dass unmittelbar nach dem Begasungsbeginn ein austretender Gasstrom festzustellen war. Es dauerte aber fast 14 Sekunden, bis dieser den Wert des eintretenden Stromes erreichte. Diese Beobachtung lässt darauf schließen, dass ein Teil des Amins

kondensiert ist. Um hier einen Messfehler auszuschließen, wiederholte er den Versuch und begaste mit Stickstoff. Der austretende Massenstrom erreichte nach weniger als einer Sekunde den Wert des eintretenden Stromes.

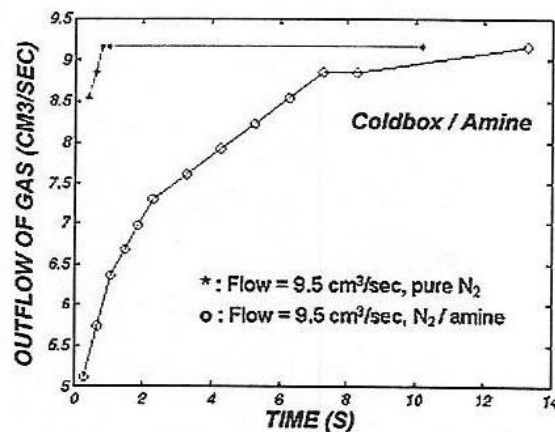


Abbildung 4-9: Austretende Gasmengen Cold-Box/Amin über der Zeit [23]

Ein allgemeinerer Überblick über das Strömungsverhalten in porösen Medien kann in [42] gefunden werden. German leitet hier zunächst die mathematischen Gleichungen für Strömungen von Gasen in einfachen zylinderförmigen Geometrien her. Sukzessive bezieht er Faktoren wie Druck, Interaktionen zwischen einzelnen Gasmolekülen, Gasviskosität und auftretenden Schlupf in die Gleichung für den Massenfluss mit ein.

Diese Herleitung für die einfachste Form eines porösen Mediums überträgt er auf Materialien, die sich aus einem komplizierten Netzwerk nichtzylindrischer Poren unterschiedlichster Geometrien zusammensetzen. Generell kann die Strömung in einem komplexen, porösen Medium mathematisch analog zu der in einer einfachen zylindrischen Geometrie beschrieben werden. Jedoch sind zusätzliche Terme erforderlich, um Energieverluste infolge der komplizierten Struktur mit zu berücksichtigen. Insgesamt gilt aber: Je komplexer die poröse Struktur aufgebaut ist, desto weniger genauer ist eine mathematische Beschreibung möglich.

5 Experimentelle Arbeiten

Bei den im Rahmen dieser Arbeiten durchgeführten Simulationen traten insbesondere folgende Fragestellungen auf:

- Wie hoch ist die Porosität von Kernen, die in einer maschinellen Serienfertigung hergestellt werden und welches ist die unter Idealbedingungen minimal erreichbare Porosität?
- Welchen quantitativen Einfluss haben unterschiedliche Sande und verschiedene Bindersysteme auf die Fließeigenschaften der Formstoffe und wie kann dieser Wert zuverlässig bestimmt werden? Wie kann hieraus auf einen in der Simulation anzunehmenden Wert für die dynamische Viskosität geschlossen werden?
- Wie hoch ist der Strömungswiderstand des Formstoffes beim Begasungsvorgang, insbesondere vor und nach der Aushärtereaktion?

Es hat sich als schwierig erwiesen, hierfür greifbare Zahlenwerte aus der Literatur zu beschaffen, die in der Simulation eingesetzt werden können.

Zur Beantwortung dieser grundlegenden theoretischen Fragen wurden daher diverse Versuche durchgeführt. Das genaue Vorgehen wird in den folgenden Abschnitten beschrieben, ebenso werden die Ergebnisse diskutiert.

5.1 Porosität von Formstoffen und Kernen

Die Porosität von Kernen wird sowohl für die Kernschieß- als auch für die Begasungssimulation benötigt. Für die Kernschießsimulation ist die maximale Packungsdichte des Formstoffes bei der Auswertung der Simulationsergebnisse zu berücksichtigen, bei der Begasungssimulation geht die Porosität in den Strömungswiderstand über das für die Strömung zur Verfügung stehende, offene Volumen ein.

5.1.1 Versuchsdurchführung

Der Formstoff setzt sich aus Quarzsand, einem geringen Anteil an Binder und Luft zusammen. Die Dichte der mit Binder ummantelten Sandkörner kann in sehr guter Näherung mit $2,65 \text{ g/cm}^3$ angenommen werden; dieser Wert entspricht dem spezifischen Gewicht von Quarz.

Der Kern besteht aus einer festen (Sand) und einer gasförmigen (Luft) Phase mit dem jeweiligen Volumen V_S (feste Phase) bzw. V_L (Luft). Diese beiden Phasen bilden das Lagerungsvolumen V_{ges}

$$V_{ges} = V_S + V_L \quad (5.1)$$

Da der Kern trocken ist, entspricht die Größe des Porenvolumens V_P der Größe des Luftvolumens V_L ($V_P = V_L$).

Zur Bestimmung des Porenvolumens wurde die folgende Vorgehensweise gewählt:

Ein der Produktion entnommener Differentialgehäusekern wurde in insgesamt 34 Teilstücke zerlegt (Abbildung 5-1). Diese wurden an der Luft gewogen (M_{trocken}).

Da die Masse der Luft näherungsweise Null ist und die Dichte des Quarzes mit $2,65 \text{ g/cm}^3$ angenommen wird, kann das Volumen der einzelnen Teilstücke durch Wiegen unter Wasser bestimmt werden. Unter Wasser wirkt auf den Körper eine Auftriebskraft, die dem Gewicht der verdrängten Flüssigkeit entspricht. Die Dichte von Wasser wird mit $1,0 \text{ g/cm}^3$ angenommen.

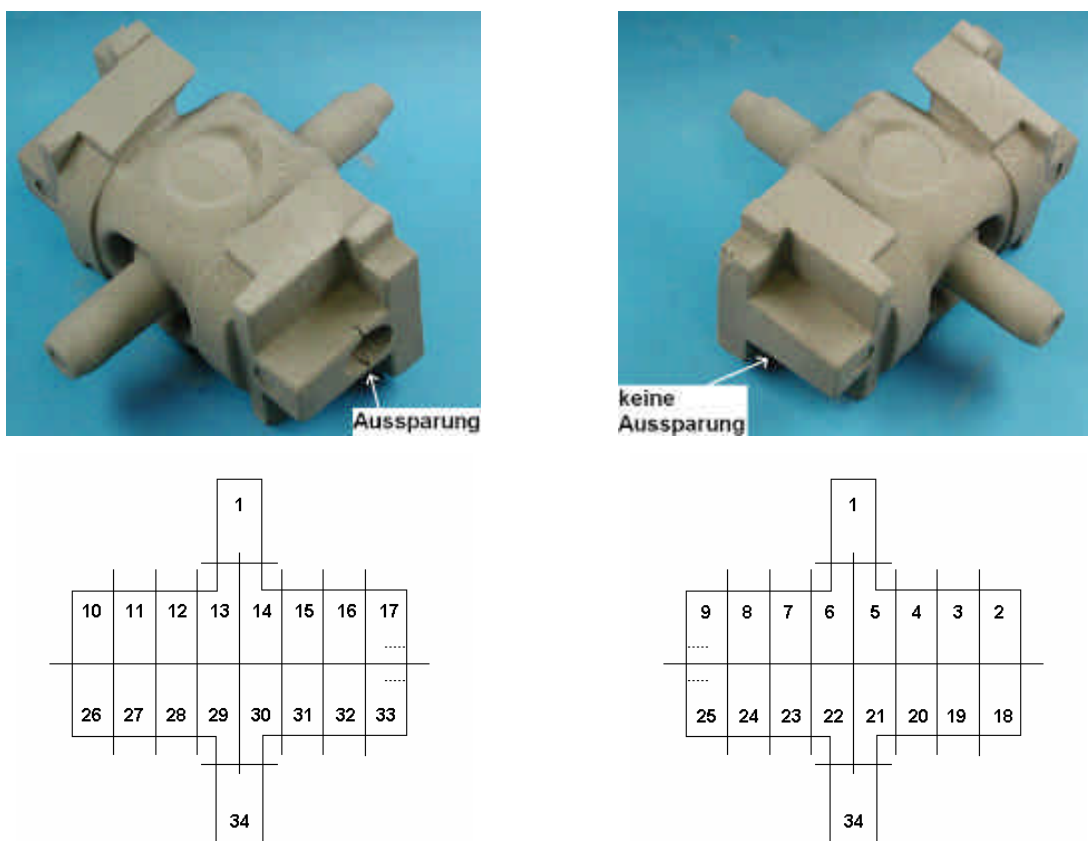


Abbildung 5-1: Differentialgehäusekern und Schema zur Zerlegung
(oben: realer Kern, unten: Nummerierung der Segmente)

Bei der Wiegung unter Wasser trat das Problem auf, dass das Wasser sehr schnell in die einzelnen Teilstücke eindrang (Abbildung 5-2). Das verdrängte Gesamtvolumen nahm dadurch kontinuierlich ab, was zu einer ständigen Zunahme des Gewichts führte. Eine exakte Ablesung der Waage war somit praktisch nicht möglich.

Um eine Verfälschung der Ergebnisse durch eindringendes Wasser zu vermeiden, wurden die einzelnen Kernsegmente vor dem Wiegen unter Wasser für 72 Stunden darin gelagert, damit dieses in den Porenraum eindringen konnte.



Abbildung 5-2: In Wasser liegendes Kernsegment mit Luftblasen

Der für die Lagerung im Wasser erforderliche Zeitraum wurde mit 72 Stunden bestimmt, da der Porenraum des Kerns zu diesem Zeitpunkt so sehr gefüllt ist, dass es möglich ist, auf der Waage einen konstanten Wert abzulesen. Es ist nicht erforderlich, dass der ganze Porenraum des Kerns komplett mit Wasser gefüllt ist, da eventuell noch mit Luft gefüllter Porenraum durch eine weitere Wägung unter Wasser berücksichtigt wird.

Die nassen Segmente wurden zuerst unter Wasser (M_{Wasser}) und unmittelbar danach an der Luft (M_{tass}) gewogen. Unter Verwendung der so ermittelten Werte kann über die Berechnung des Lagerungs- bzw. Gesamtvolumens, das sich aus dem Volumen der festen Phase V_s sowie dem Volumen der mit

Wasser (V_W) und der mit Luft (V_L) gefüllten Poren zusammensetzt, die Porosität P der einzelnen Kernsegmente berechnet werden:

$$P = \left(1 - \frac{V_S}{V_{ges}} \right) * 100 \quad (5.2)$$

Die einzelnen Volumenanteile können nach folgenden Formeln bestimmt werden:

$$V_{ges} = \frac{M_{nass} - M_{Wasser}}{\rho_{Wasser}} \quad (5.3)$$

$$V_S = \frac{M_{trocken}}{\rho_{Quarz}} \quad (5.4)$$

$$V_W = \frac{M_{nass} - M_{trocken}}{\rho_{Wasser}} \quad (5.5)$$

$$V_L = V_{ges} - V_S - V_W \quad (5.6)$$

5.1.2 Ergebnisse

Die Untersuchungen wurden für insgesamt 20 Differentialgehäusekerne durchgeführt, um eine repräsentative Anzahl an Werten für die Porosität eines jeden Segments zu bestimmen.

Es konnte eine Schwankung der Porosität über den Kern festgestellt werden. Abbildung 5-1 zeigt den Differentialgehäusekern. Dieser hat an einer Seite eine zylinderförmige Aussparung, deren Ränder schlecht vom Formstoff abgebildet werden. Die unmittelbar angrenzenden Segmente haben die Nummern 9, 17, 25 und 33, die benachbarten 8, 16, 24 und 32. Wie vermutet,

konnte für die Segmente 9, 17, 25 und 33 eine erhöhte Porosität nachgewiesen werden (Abbildung 5-3). Ebenso weisen die angrenzenden Segmente 8, 16, 24 und 32 eine erhöhte Porosität auf, die teilweise sogar noch höher ist als die der Segmente 9, 17, 25 und 33. Dies kann dadurch begründet werden, dass die Kerngeometrie der Teilstücke 9, 17, 25 und 33 nicht vollständig ausgefüllt wurde und somit das tatsächlich vorhandene Gesamtvolumen des Segmentes (V_{ges}) kleiner ist als der Sollwert. Mit Formel (5.2) ergibt sich unter Verwendung eines kleineren Volumens eine verminderte Porosität.

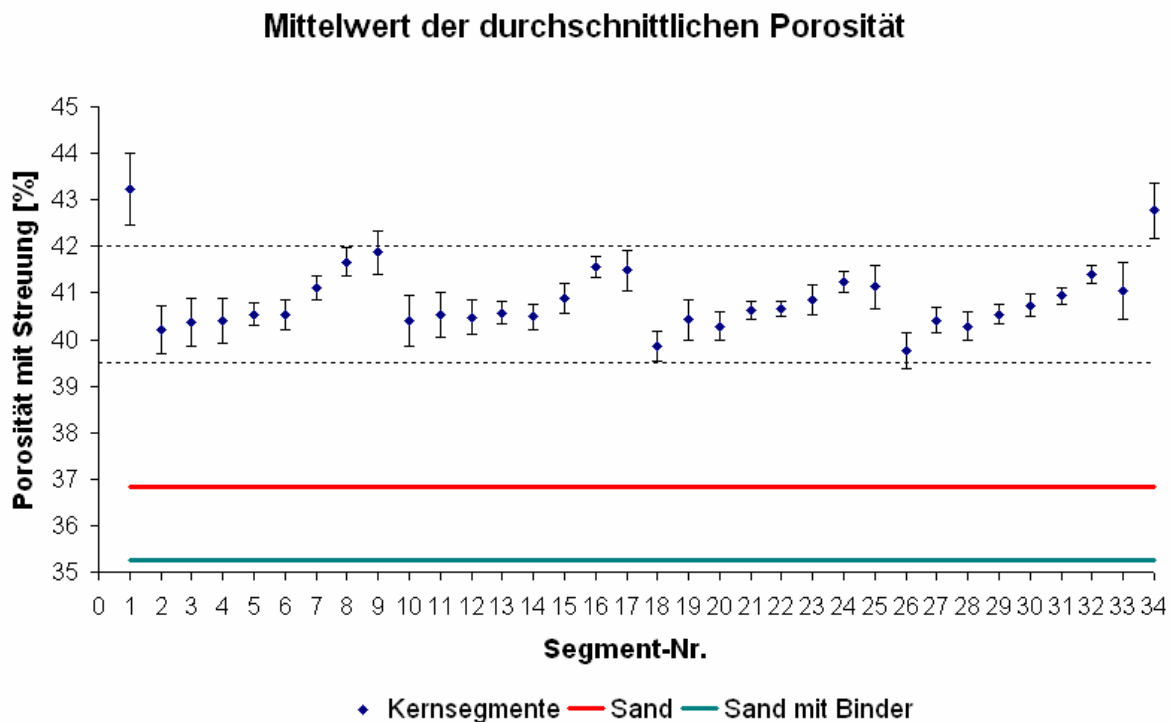


Abbildung 5-3: Mittelwert der durchschnittlichen Porosität und Streuung sowie minimal erreichbare Porosität

Weiterhin ist gut zu erkennen, dass die ermittelte Porosität von den Segmenten 2 bis 9, 10 bis 17, 18 bis 25 und 26 bis 33 nahezu kontinuierlich zunimmt (Abbildung 5-3). Dies lässt darauf schließen, dass die Entlüftung des Kernkastens an der Seite ohne Aussparung gut ist und eine hohe Verdichtung erreicht

werden konnte. An der Seite mit der Aussparung ist die Anordnung der Düsen offensichtlich nicht optimal, es wird lediglich eine schlechtere Verdichtung erreicht.

Entgegen den theoretischen Erwartungen sind die Bereiche mit der höchsten Porosität jedoch im oberen und im unteren Zapfen zu finden (Segment-Nr. 1 und 34). Hier konnte eine Porosität von durchschnittlich 43,24 % bzw. 42,77 % ermittelt werden. Diese Werte liegen höher als die aller anderen Segmente. Insbesondere für das Segment-Nr. 34 war eine sehr hohe Verdichtung erwartet worden, da dort – so wurde vermutet – der Formstoff zuerst eingebracht, aufgrund der hohen Energie schon zu Beginn des Schießvorgangs sehr gut und während des weiteren Schießvorgangs ständig noch mehr verdichtet wird.

Um einen Eindruck von der beim Kernschießen erreichten Verdichtung zu bekommen, wurden zwei weitere Versuche durchgeführt.

Es wurde jeweils die maximal erreichbare Verdichtbarkeit für den Sand ohne (rot) und mit Binder (grün) bestimmt. Hierzu wurde das Material in ein Prüfgefäß in kleinen Schichten eingebracht und verdichtet. Für den Sand ohne Binder erfolgt die Verdichtung durch Vibration des Prüfgefäßes, das Sand-Binder-Gemisch wurde durch Stampfen verdichtet.

Insgesamt konnten 837 g Sand ohne Binder in das Prüfgefäß mit einem Volumen von 500 cm^3 eingebracht werden. Dies entspricht einer Porosität von 36,83 %.

Für den mit Binder vermischten Sand konnten 858 g eingebracht werden, woraus sich eine Porosität von 35,25 % ergibt.

Die geringfügigen Schwankungen der einzelnen Segmente in der Porosität können folgende Ursachen haben:

- Die Teilung erfolgte nahezu an den gleichen Stellen, so dass die einzelnen Segmente zwar in etwa die gleiche Geometrie aufweisen, geringfügige Abweichungen aber nicht vermieden werden können.
- Bei der Nasswägung muss das Kernsegment durch Abtupfen äußerlich getrocknet werden, um das an der Oberfläche haftende Wasser nicht mitzuwiegen. Hier kann theoretisch schnell zu viel oder zu wenig Wasser entfernt werden.
- Einige Sandkörner lösen sich während der Lagerung im Wasser von den einzelnen Segmenten. Dies führt zu einer geringfügigen, vernachlässigbaren Verringerung des Gewichts unter Wasser und des Nassgewichts.
- Der Sand unterliegt in seiner Zusammensetzung einer gewissen Streuung. Dies kann z. B. zu einer zufälligen Ansammlung extrem vieler kleiner oder extrem vieler großer Körner führen, was wiederum unmittelbaren Einfluss auf die Porosität hat.
- Des Weiteren ist zu berücksichtigen, dass für einen Kern sehr frischer Formstoff, für einen anderen eventuell etwas älterer verwendet wurde. Dies führt zu einer Veränderung der Fließeigenschaften des Formstoffes, was wiederum Einfluss auf die Verdichtung hat.

Weiterhin konnte beobachtet werden, dass die äußere Schicht des Kerns eine geringere Porosität aufweist, als der im Kerninneren befindliche Sand. Diese Beobachtung lässt sich durch die unterschiedliche Verfärbung der einzelnen Kernsegmente infolge der Lagerung in Wasser begründen.



Abbildung 5-4: Durch Wasser eingefärbte Kernsegmente
(oben: Segment-Nr. 26, unten: Segment-Nr. 24)

Abbildung 5-4 zeigt zwei Teilstücke des Differentialgehäusekerns nach 72-stündiger Lagerung in Wasser.

Es ist deutlich zu erkennen, dass diese sich an den Außenseiten der Gesamtgeometrie nicht verfärben, während die eigentlich im Kerninneren befindlichen Bereiche infolge der aufgenommenen Feuchtigkeit einen dunkleren Farbton aufweisen.

Die gute Verdichtung der äußeren Bereiche kann durch die hohe Aufprallenergie des Formstoffes auf die Kernkastenoberfläche erklärt werden.

Insgesamt können die Ergebnisse als sehr gut beurteilt werden, da die Streuung sehr gering (minimal 0,17 % bei Segment-Nr. 17 und maximal 0,78 % bei Segment-Nr. 1) und die Reproduzierbarkeit somit hoch ist.

Zusammenfassend kann gesagt werden, dass die Verteilung der Porosität über den Differentialgehäusekern durch das angewendete Verfahren sehr gut bestimmt werden konnte und somit ein geeignetes Messverfahren zur Verfügung steht.

5.2 Relative Viskosität von Formstoffen

Die allgemeine Problematik der Bestimmung eines Wertes für die dynamische Viskosität des Sand-Binder-Gemisches wurde in Kapitel 4.2 bereits erläutert. Da die direkte Messung der dynamischen Viskosität nicht möglich ist, wurde ein Verfahren ausgewählt, um eine relative (geschwindigkeitsabhängige) Viskosität zu bestimmen und von diesem Wert auf eine für die Simulation anzunehmende Kenngröße zu schließen.

Eingesetzt wird hierfür der in Abbildung 5-5 dargestellte Viskomat NT. Für die Versuchsdurchführung ist ein Messtopf mit Prüfgut zu füllen, in welches dann ein Messpaddel eingetaucht wird. Das Drehmoment, das sich in Abhängigkeit des Prüfgutes und der Drehgeschwindigkeit einstellt, wird über der Zeit gemessen.



Abbildung 5-5: Viskomat NT zur Bestimmung der relativen Viskosität (links)
und verwendetes Messpaddel (rechts)

An dieser Stelle soll lediglich kurz die Vorgehensweise erläutert werden, auf die im Einzelnen durchgeführten Messungen, wird später detaillierter eingegangen.

Zur Definition der Drehgeschwindigkeit können beliebige Zeitprofile eingestellt werden. Abbildung 5-6 zeigt das für die nachfolgend erläuterten Messungen verwendete Profil.

Am Anfang und am Ende der Messung wurde jeweils ein Zeitraum von 5 Sekunden definiert, für den die Rotationsgeschwindigkeit mit Null festgesetzt wurde, um einen konstanten Ausgangs- bzw. Endwert für die Messung zu erhalten.

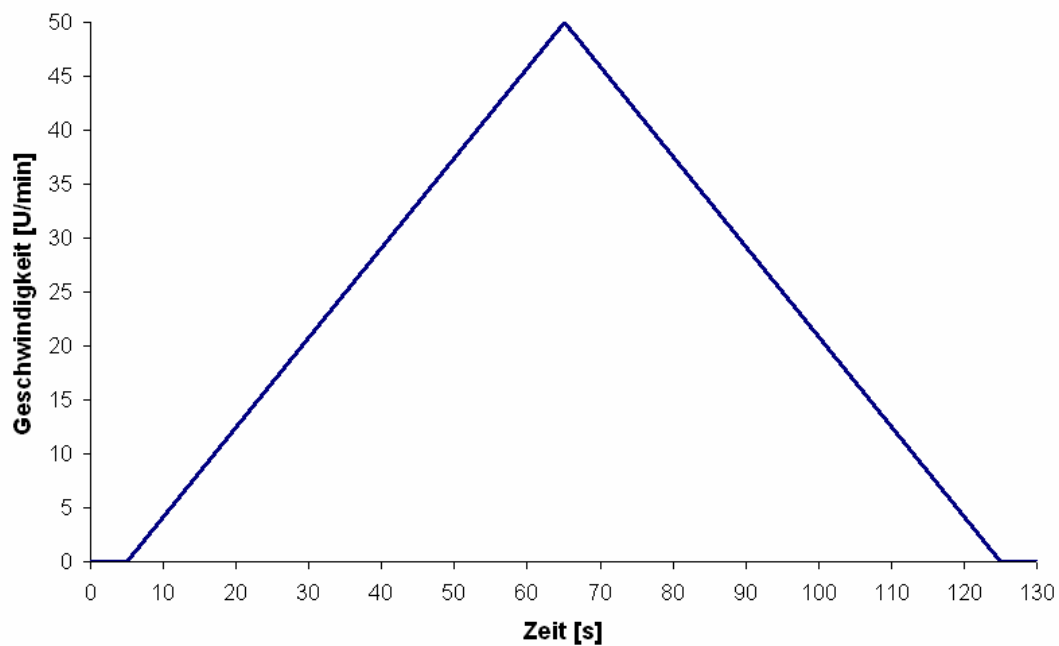


Abbildung 5-6: Zeitprofil zur Messung der relativen Viskosität

Der Momentverlauf, der sich für einen Formstoff ergibt ist beispielhaft in Abbildung 5-7 dargestellt.

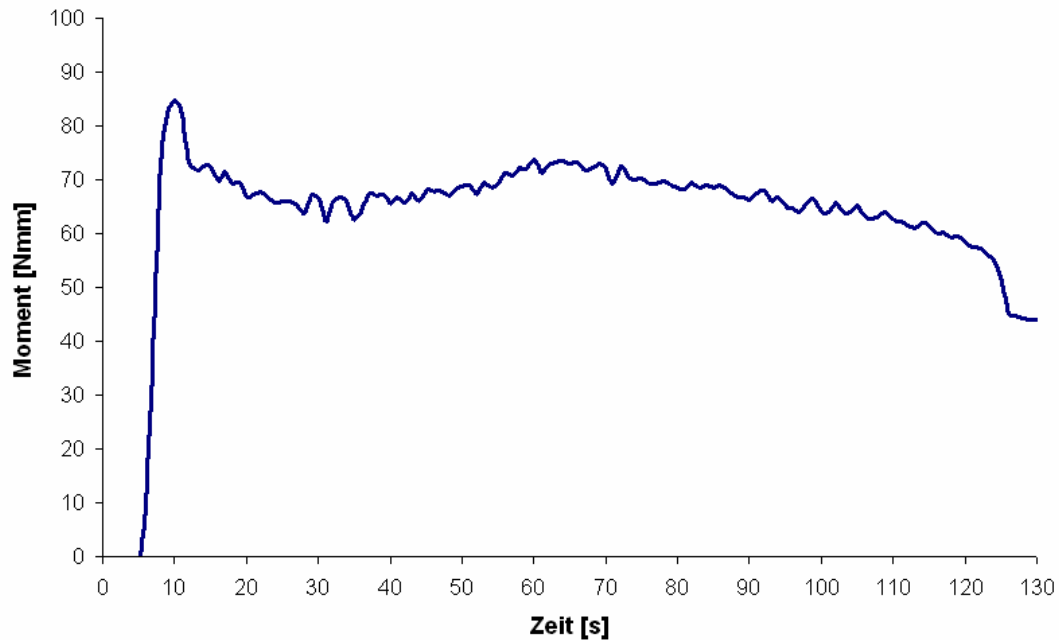


Abbildung 5-7: Momentenverlauf in Abhängigkeit von der Zeit

Insgesamt ist zu erkennen, dass sich etwa 5 Sekunden nachdem mit der Rotation des Messbehälters begonnen wurde, ein maximales Moment einstellt. Danach fällt das Moment ab und steigt dann langsam bis zum Zeitpunkt $t = 65$ Sekunden wieder an. Zu dieser Zeit wird die maximale Geschwindigkeit von 50 Umdrehungen/Minute erreicht. Danach fällt die Momentkurve wieder ab, was sich durch die abnehmende Geschwindigkeit des Messprofils begründen lässt.

Um mit Hilfe einer solchen Kurve auf einen Wert für die relative Viskosität zu kommen, wird der Momentenverlauf über der Geschwindigkeit aufgetragen (Abbildung 5-8), wobei die Kurve jetzt einen rücklaufenden Ast für die abnehmende Geschwindigkeit aufweist (verstärkt dargestellt). Dieser kann durch eine Gerade approximiert werden, wobei die Steigung der Geraden der relativen Viskosität entspricht.

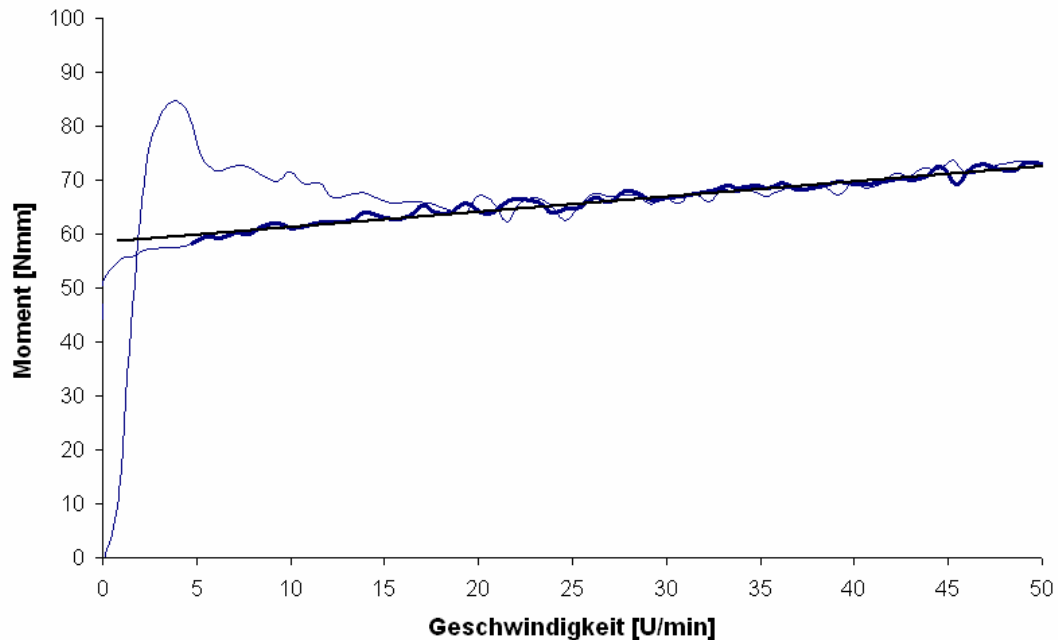


Abbildung 5-8: Momentenverlauf in Abhängigkeit von der Geschwindigkeit

Der Schnittpunkt der Geraden mit der y-Achse, entspricht der relativen Fließgrenze. Da dieser Wert erheblich größer als Null ist, bestätigt sich die Annahme, dass sich der Formstoff anfangs wie ein Festkörper verhält und erst bei einer genügend hohen Belastung, wenn die Wechselwirkungen der einzelnen Partikel untereinander durchbrochen sind, anfängt zu fließen. Auf die Fließgrenze wird hier nicht näher eingegangen, da davon ausgegangen wird, dass die beim Kernschießen aufgebrauchte Kraft deutlich größer ist als die minimal erforderliche Belastung, um die Fließgrenze zu überwinden.

5.2.1 Durchgeführte Messungen

Zuerst wurden einige Messungen durchgeführt, bei denen das Fließverhalten verschiedener Sande untersucht wurde. Es handelt sich um

- Sand H32 (mittlere Korngröße 0,32 mm),
- Sand F32 (mittlere Korngröße 0,24 mm),
- Sand F36 (mittlere Korngröße 0,16 mm),
- Cerabitssand, gesiebt (Korngröße 0,18 mm) und
- Croning®-Sand, ungesiebt (mittlere Korngröße 0,18 mm).

Eine eindeutige Abhängigkeit der relativen Viskosität von der durchschnittlichen Korngröße ist nicht zu erkennen, d. h. es spielen auch noch andere Einflussfaktoren, wie z. B. die Kornform, die Kornoberfläche, der Anteil der Feinstoffe, die Form der Sieblinie und weitere [45] eine Rolle.

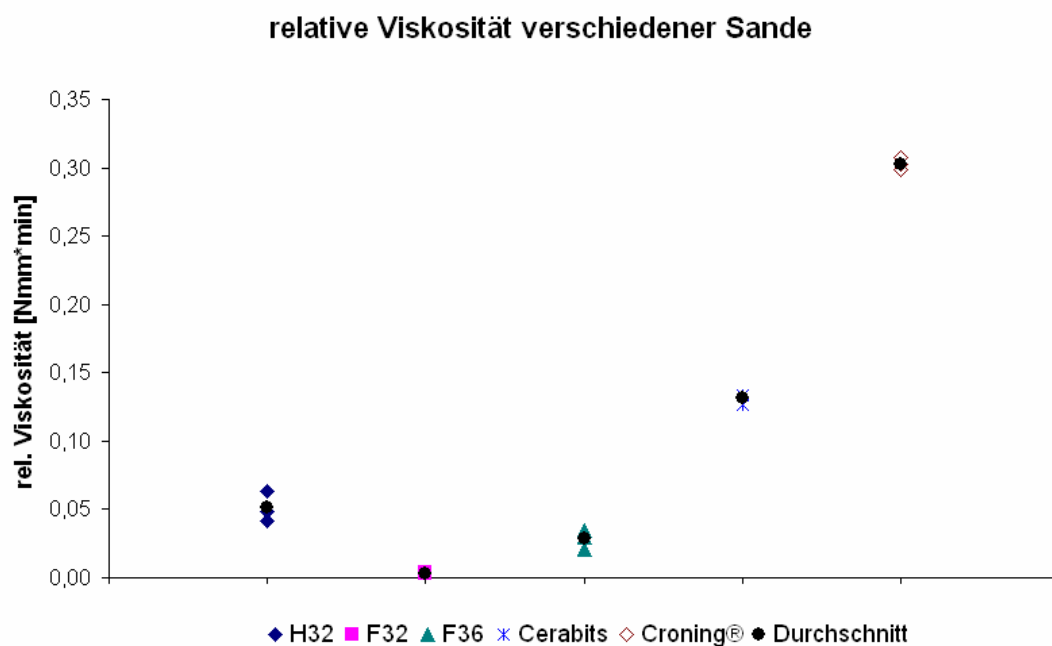


Abbildung 5-9: Relative Viskosität verschiedener Sande

Des weiteren wurden Messungen für verschiedene Sand-Binder-Systeme (Resol/CO₂, Cold-Box, Hot-Box und Wasserglas) durchgeführt. Hierbei wurde jeweils der Binderanteil variiert, um eine Aussage über die Auswirkungen der Menge des Bindemittelgehalts auf die Fließeigenschaften des Formstoffes machen zu können.

Die Messungen wurden alle mit einem Sand H32 durchgeführt. Es wurden zwei verschiedene Cold-Box-Bindersysteme untersucht, eines der beiden Systeme wurde zusätzlich noch mit einem Sand F36 gemessen.

Um eine Verfälschung der Ergebnisse durch Aushärten des Formstoffes während der Messung zu vermeiden, wurde jedesmal eine neue Formstoffmischung hergestellt. Sand und Binder wurden maximal 40 Sekunden in einem Labormischer vermengt. Unmittelbar danach wurde der Versuch durchgeführt.

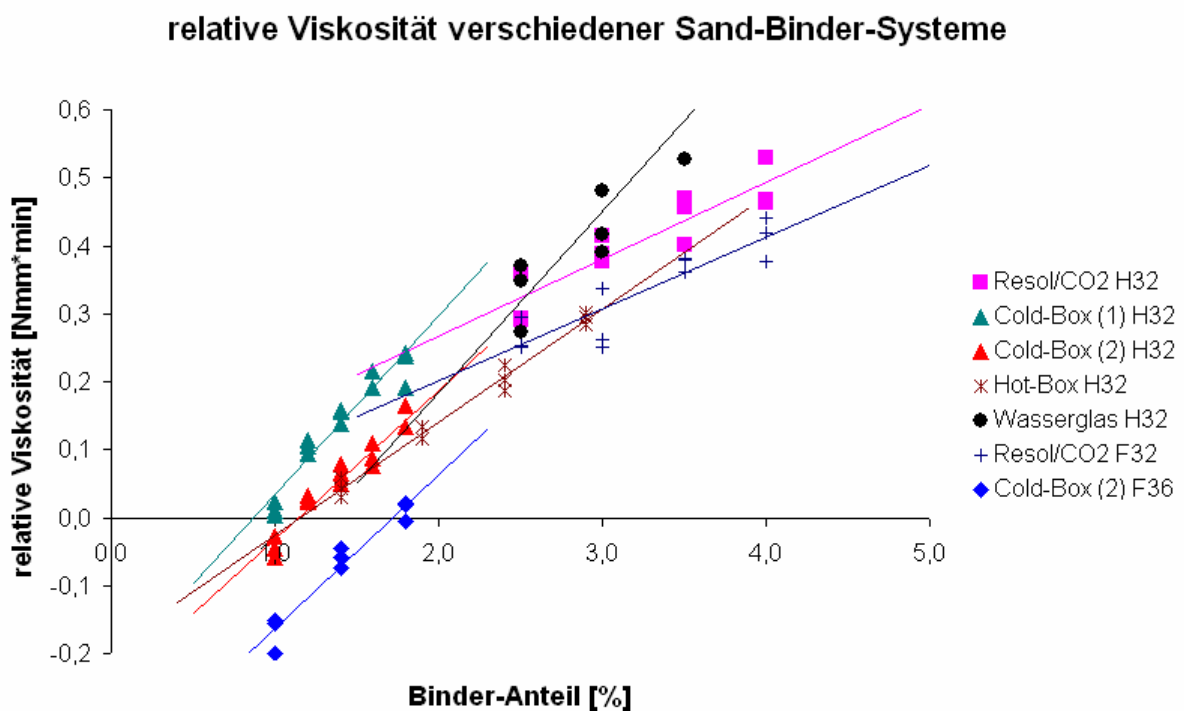


Abbildung 5-10: Relative Viskosität verschiedener Sand-Binder-Systeme

5.2.2 Auswertung der Messungen

Es hat sich insgesamt nachweisen lassen, dass das Messverfahren gut geeignet ist, um Aussagen über die Fließfähigkeit verschiedener Formstoffe zu machen. Die Unterschiede zwischen den verschiedenen Sanden und den Bindersystemen können verlässlich festgestellt werden.

Problematisch ist, dass je nach Bindersystem eine Aushärtung teilweise schon während des Mischens von Sand und Binder und auch während der Messung stattfindet.

Zusammenfassend kann zu den einzelnen Messungen gesagt werden:

➤ Sand ohne Binder:

Bei den mit trockenen Sanden ohne Binder durchgeführten Messungen ist die Abweichung der einzelnen Messungen voneinander sehr gering. Dies lässt sich dadurch begründen, dass die Sande trocken sind und somit ein Verkleben einzelner Sandkörner praktisch nicht vorkommt, die Wechselwirkung der einzelnen Körner also auf ein Minimum reduziert ist.

➤ Cold-Box-Binder:

Für beide Cold-Box-Systeme zeigt sich eine gute lineare Abhängigkeit der relativen Viskosität von der zugegebenen Bindermenge. Der Unterschied zwischen den beiden Cold-Box-Bindern wird deutlich. So ist die relative Viskosität des Formstoffes mit Cold-Box-System (2) bei gleicher Zugabemenge etwas geringer als die des Formstoffes mit Cold-Box-System (1).

Die Gerade, die sich für die relative Viskosität des Formstoffes F36 mit Cold-Box-Binder (2) ergibt, liegt erwartungsgemäß unterhalb der

Geraden für den Formstoff H32 mit Cold-Box-Binder (2), da die relative Viskosität des Sandes F36 geringer ist, als die des Sandes H32.

Die Kurven zueinander zeigen eine insgesamt sehr gleichmäßige Steigung. Die einzelnen Messwerte weisen sehr geringe Streuungen auf. Dies lässt sich dadurch begründen, dass der Formstoff an Luft nur sehr langsam aushärtet.

Besonders zu erwähnen ist, dass schon für geringfügig höhere Cold-Box-Bindermengen die relative Viskosität stark zunimmt.

Die teilweise negativen Werte für die relative Viskosität entstehen in Folge des verwendeten Messprofils. Da es sich um eine relative (geschwindigkeitsabhängige) Viskosität handelt, können diese aber genauso gut herangezogen werden, um eine Aussage über das Fließverhalten des Formstoffes zu machen, wie die Werte, die im positiven Bereich liegen.

➤ Hot-Box-Binder:

Auch hier ist eine gute, lineare Abhängigkeit der Viskosität von der zugegebenen Bindermenge zu erkennen. Die bei den Messungen auftretenden Schwankungen sind ebenfalls sehr gering.

➤ Resol/CO₂-Binder:

Die Auswertung für die relative Viskosität zeigt eine gute Abhängigkeit von der zugegebenen Bindermenge.

Die auftretenden Streuungen sind geringfügig größer als bei den Messungen mit Cold-Box- und Hot-Box-Binder. Dies lässt sich auf bereits beginnende Aushärtungsreaktionen im Formstoff zurückführen.

➤ Wasserglasbinder:

Die relative Viskosität des Wasserglasbinders liegt deutlich höher als bei den anderen Bindersystemen. Zudem nimmt sie mit steigendem Binderanteil verhältnismäßig schneller zu.

Insgesamt gestalteten sich die Messungen mit Wasserglasbinder am schwierigsten, da bereits der frisch gemischte Formstoff extrem zäh ist und der Aushärtungsprozess praktisch sofort einsetzt.

Dennoch liegen die Streuungen auch hier in einem vertretbaren Rahmen.

5.2.3 Schießversuche

Da bei den Messungen der relativen Viskosität deutliche Unterschiede zwischen den Fließeigenschaften der verschiedenen Bindersysteme, auch bei Verwendung des gleichen Sandes, festgestellt werden konnten, wurden Kernschießversuche durchgeführt, um die Auswirkung dieser theoretischen Ergebnisse in der Praxis zu validieren.

Verwendet wurde der in Abbildung 5-11 dargestellte Versuchskernkasten, der speziell für Versuche zur Bestimmung der Fließeigenschaften von Formstoffen vom IfG – Institut für Gießereitechnik gGmbH, Düsseldorf, entwickelt wurde.

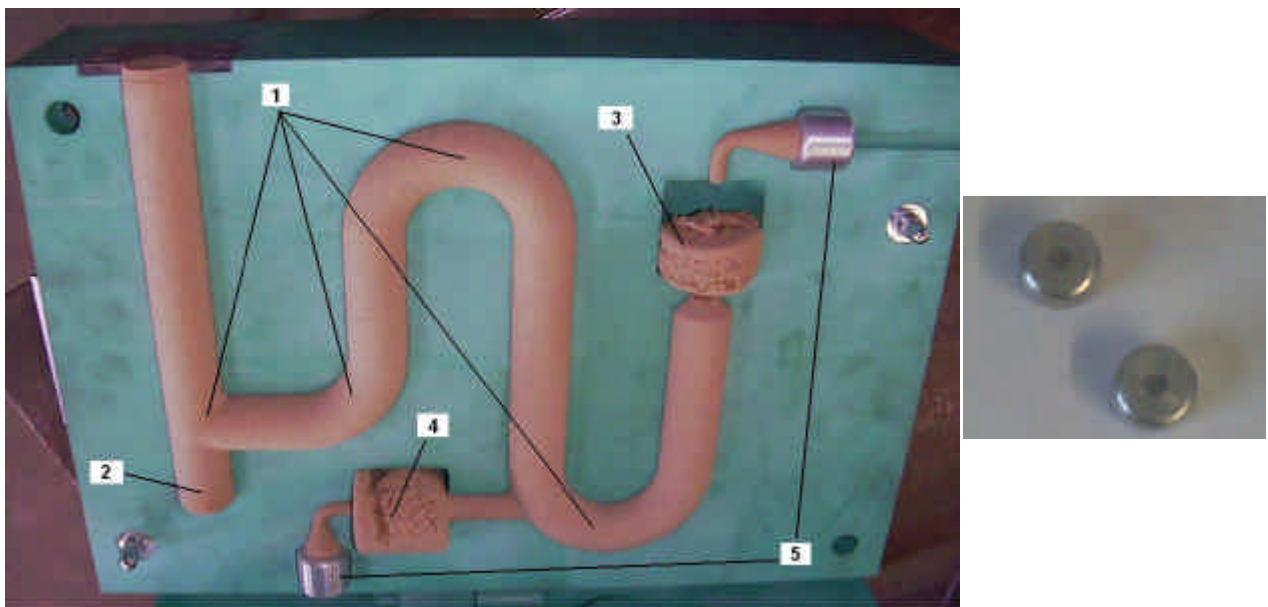


Abbildung 5-11: Versuchskernkasten zur Bestimmung von Fließeigenschaften

Dieser Kernkasten, der einen sehr langen Strömungsweg aufweist, verfügt über mehrere Umlenkungen (1), einen nicht entlüfteten Teil (2) sowie über zwei Probekörper, von denen einer in Strömungsrichtung liegt (3), der andere entgegengesetzt (4). Darüber hinaus verfügt er über sehr leicht auszuwechselnde, in Metallzylinder eingesetzte Entlüftungsdüsen (5). Hierdurch kann der Einfluss verschiedener Entlüftungsquerschnitte ohne großen Aufwand untersucht werden.

Für die Schießversuche wurde ein Sand F32 verwendet, der mit einem Resol/CO₂-Binder (3,0 %) und einem Cold-Box-Bindersystem (je 0,8 %) vermischt wurde. Für den Resol/CO₂-Binder wurde die relative Viskosität mit 0,2833 Nmm*min bestimmt, für das Cold-Box-Bindersystem mit 0,1016 Nmm*min.

Der Schießdruck betrug 4 bar, die Schießdauer 2 Sekunden. Anschließend wurde für jeweils 30 Sekunden begast, um eine vollständige Aushärtung zu gewährleisten. Die Ergebnisse sind in Abbildung 5-12 zusammengestellt.

Der Kernkasten füllt sich mit dem Cold-Box-Formstoff besser als mit dem Resol/CO₂-Formstoff, was auf die besseren Fließeigenschaften zurückzuführen ist. Diese Beobachtung stimmt mit den Messungen überein.

Zudem ist die Reproduzierbarkeit der Kerne mit dem Cold-Box-Formstoff wesentlich größer als mit dem Resol/CO₂-Formstoff, was auf bereits an der Luft beginnende Aushärtungsreaktionen zurückzuführen ist.

So weisen die mit Resol/CO₂-Formstoff hergestellten Kerne in Bezug auf den Füllungsgrad der Probekörper offensichtlich eine wesentlich größere Streuung auf. Auch die Zahl der nicht vollständig gefüllten Kerne, die für eine Auswertung nicht herangezogen werden konnten, ist erheblich größer als bei Verwendung des Cold-Box-Formstoffes.

Resol/CO₂

Cold-Box/Amin

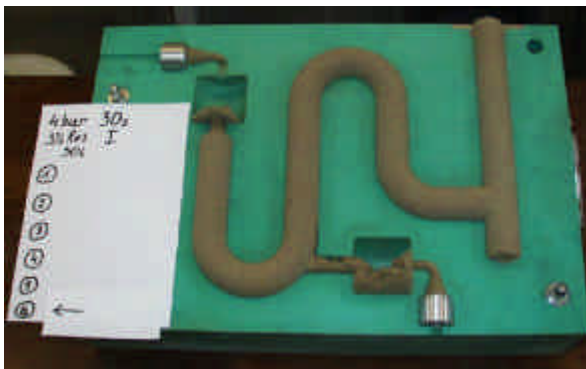
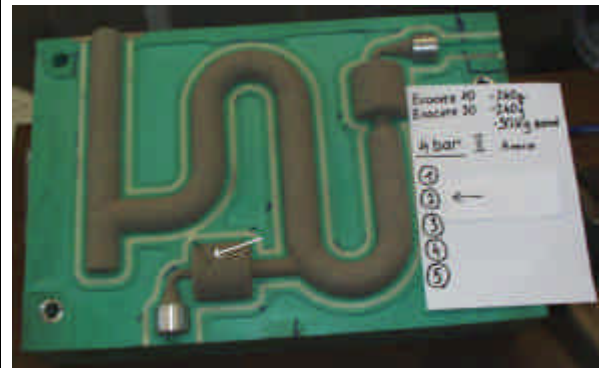
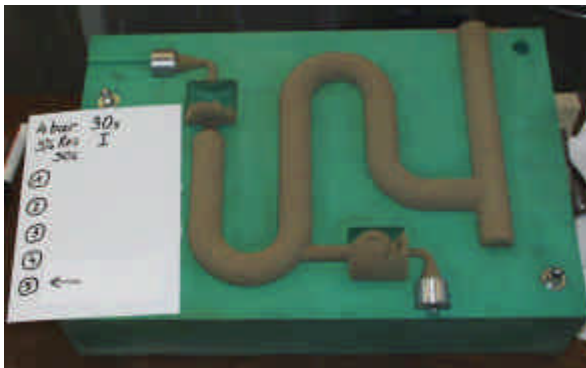
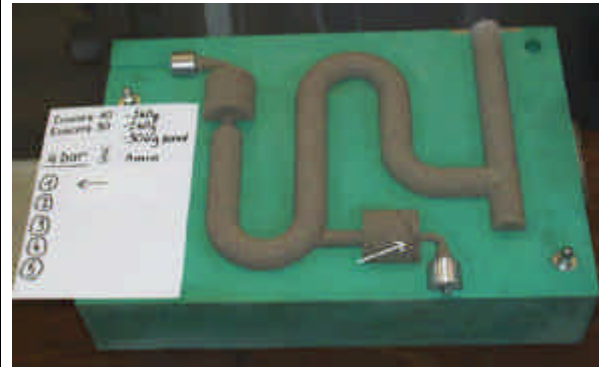
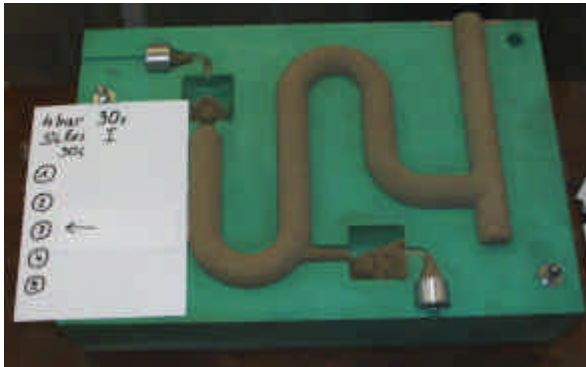


Abbildung 5-12: Füllungsgrad des Versuchskernkastens

Beim Schießen mit Cold-Box-Formstoff füllt sich der in Strömungsrichtung gelegene Probekörper vollständig, der entgegen der Strömungsrichtung liegende Probekörper füllt sich nicht ganz. Die Lage und Größe der hier auftretenden Fehlstelle ist sehr gut reproduzierbar (Markierungen).

Im nicht entlüfteten Bereich des Kernkastens kann mit dem bloßen Auge eine leicht erhöhte Porosität bei beiden Formstoffen festgestellt werden.

Aus den Messergebnissen und den Schießversuchen ist abzuleiten, dass für die Simulation die Verwendung einer individuellen dynamischen Viskosität des jeweiligen Formstoffsystems erforderlich sein wird.

5.3 Strömungswiderstand von Formstoffen und Kernen

Da der Strömungswiderstand beim Begasungsvorgang nur sehr aufwendig gemessen werden kann, werden die in der Simulation eingesetzten Parameter über Versuche und Abgleich der Simulationsergebnisse mit dem in Abbildung 5-13 dargestellten Versuchskernkasten angepasst.

Der Kern hat einen Durchmesser von 50 mm und eine Länge von 370 mm. An der Unterseite des Kernkastens kann eine Aluminiumplatte mit vier Entlüftungsdüsen Durchmesser 6 mm eingesetzt werden. Alternativ steht eine Aluminiumplatte mit vier Entlüftungsdüsen Durchmesser 12 mm zur Verfügung. Der Einbau der Düsen in eine Platte erlaubt das problemlose Wechseln des Entlüftungsquerschnitts.



Abbildung 5-13: Versuchskernkasten zur Bestimmung des Strömungswiderstandes

Die Füllung des Kernkastens erfolgt in einer ersten Versuchsreihe über eine Kernschießmaschine mit einem Schießdruck von 6 bar, um eine reproduzier-

bare und bestmögliche Verdichtung des Formstoffes zu gewährleisten. In einer weiteren Versuchsreihe wird der Formstoff lose in den Kernkasten eingesiebt, um eine sehr hohe Porosität zu erzeugen. Hierdurch soll der Einfluss der Dichte des Formstoffes auf den Strömungswiderstand nachgewiesen werden.

Zur Durchführung der Versuche wurde die in Abbildung 5-14 dargestellte Apparatur, die von der Firma PCO M. Raadts, Rees, zur Verfügung gestellt wurde, verwendet. Mit den 5 Ventilen kann die Menge des den Kern durchströmenden Gases geregelt und konstant gehalten werden. Mit Hilfe eines Rotameters können die Ventile kalibriert werden. Über die Steuerung ist es möglich die Ventile beliebig miteinander zu kombinieren. Die Apparatur verfügt zudem über eine Zeitsteuerung, mit der die Begasungszeit zwischen 1 und 30 Sekunden eingestellt werden kann. Darüber hinaus steht ein Druckmesser zur Verfügung, mit dem der vor dem Kernkasten entstehende Staudruck über der Zeit aufgezeichnet werden kann.

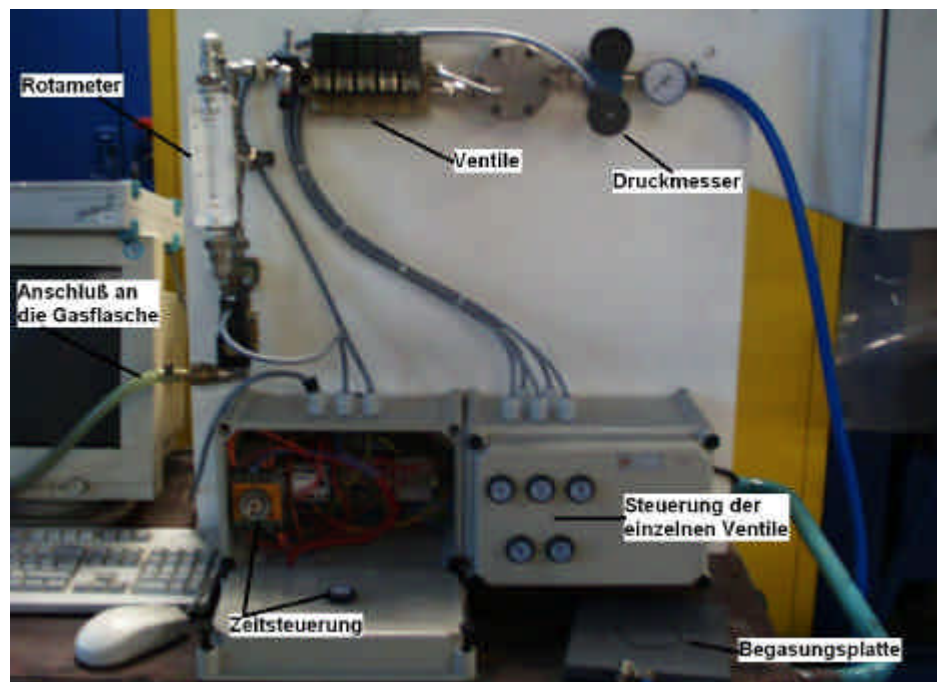


Abbildung 5-14: Mess- und Steuerapparatur

Für die Versuche wurde ein Sand F32 mit 3,0 % Resol/CO₂-Binder verwendet. Für das Begasen wurde CO₂ eingesetzt. In ersten Versuchen wurde der Kern über eine Kernschießmaschine hergestellt und anschließend für 2, 4, 6, 8 und 10 Sekunden mit ca. 1,5 l CO₂/min begast. Abbildung 5-15 zeigt die teil- und komplett ausgehärteten Kerne.



Abbildung 5-15: Aushärtung nach 2, 4, 6, 8 und 10 Sekunden (Resol/CO₂)

Die Kerne sind jeweils zu annähernd gleichen Teilen ausgehärtet, die Streuung beträgt wenige Millimeter. Dies kann, aufgrund der variierenden Eigenschaften des Sandes als gut reproduzierbares Ergebnis angesehen werden.

In den ersten beiden Sekunden härtet ein verhältnismäßig großer Teil des Kerns aus (15,5 cm). In der nachfolgenden Zeit härten in 2 Sekunden jeweils ca. 5,4 cm aus. Die große Aushärtung zu Beginn des Begasungsprozesses ist darauf zurückzuführen, dass aus steuerungstechnischen Gründen für eine kurze Zeit eine sehr viel größere Menge CO₂ durch das System strömt. Da dieser Fehler aber bei allen Messungen identisch auftritt, können die Versuchsergebnisse der nachfolgenden Teilaushärtungen zur Bestimmung des Strömungswiderstandes herangezogen werden.

Es wurden weitere Begasungsversuche mit einem verminderten (ca. 0,5 l/min) bzw. erhöhten Durchfluss (ca. 3,0 l/min) an CO₂ durchgeführt. Weiterhin wurden durch Einsieben des Formstoffes hergestellte Kerne ebenfalls mit ca. 1,5 l/min CO₂ begast. Die Kenndaten der teil- und komplettausgehärteten Kerne sind in Tabelle 5-1 zusammengestellt.

Um den Einfluss des Binder-Härter-Systems zu untersuchen wurde weiterhin ein Sand F32 mit je 0,8 % Cold-Box-Harz und -Härter gemischt. Die Füllung des Kernkastens erfolgte über eine Kernschießmaschine (Schießdruck: 6 bar). Für die Begasung wurde CO₂ (1,5 l/min) als Trägergas verwendet. Insgesamt wurden 0,5 ml Amin eingesetzt.

Abbildung 5-16 zeigt die Druckkurven, die während der Begasungsprozesse gemessen wurden. Der Einfluss des Bindersystems, der Gasmenge und der Porosität auf den Staudruck ist jeweils deutlich zu erkennen.

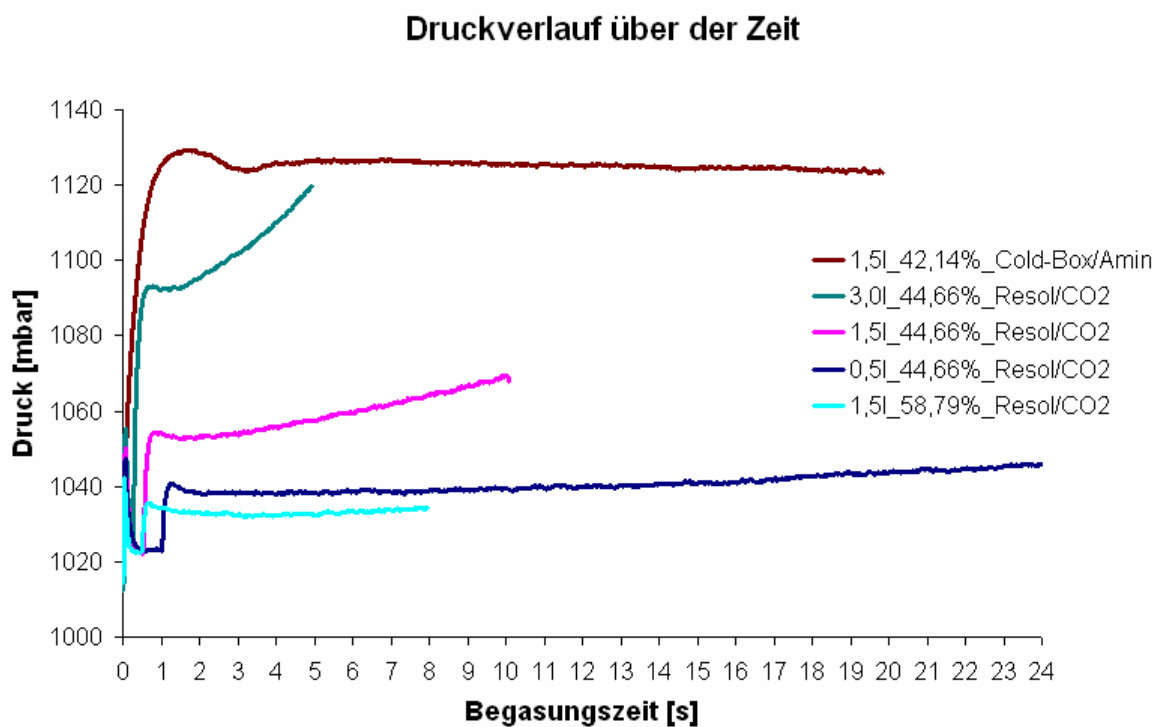


Abbildung 5-16: Druckkurven für verschiedene Gasmengen, Porositäten und Bindersysteme (gemittelte Werte)

	ausgehärtete Länge [cm]							
Hergestellt durch	Schießen (P=44,66 %)						Einsieben (P=58,79 %)	
Menge CO ₂	0,5 l/min		1,5 l/min		3,0 l/min		1,5 l/min	
Begasungszeit [s]		Ø		Ø		Ø		Ø
1					13,0	(13,3)		
					13,5			
					13,5			
2			15,5	(15,5)	19,0	(19,2)	17,5	(18,3)
					19,5		18,5	
					19,0		19,0	
3					24,5	(25,3)		
					25,5			
					25,0			
4			21,0	(20,8)	30,5	(30,5)	25,0	(26,0)
			21,0		31,0		25,5	
			20,5		30,0		27,5	
5					37,0	(37,0)		
					37,0			
					37,0			
6			26,0	(26,0)			32,5	(33,2)
			25,5				33,0	
			26,5				34,0	
8	15,0	(15,3)	31,5	(31,6)				
	15,5		31,5					
	15,5		32,0					
10			37,0	(37,0)				
			37,0					
			37,0					
16	26,5	(26,0)						
	26,0							
	25,5							
24	36,0	(36,2)						
	35,5							
	37,0							

Tabelle 5-1: Kenndaten der teil- und komplettausgehärteten Kerne

Der Druckverlauf, der sich bei der Begasung mit Amin ergibt, unterscheidet sich erheblich von den Kurven, bei denen mit CO_2 begast wurde. Bei Verwendung von Amin steigt der Staudruck fast unmittelbar auf einen Wert an und bleibt für die restliche Begasungsdauer nahezu konstant. Bei der Begasung mit CO_2 ist hingegen ein kontinuierlicher Anstieg, in Abhängigkeit von der Menge an CO_2 , festzustellen.

Die Druckkurve der Kerne, die durch Einsieben hergestellt wurden (1,5l_58,79 %), liegt deutlich unterhalb der Kurve, die sich für die gut verdichteten, mit der Kernschießmaschine hergestellten Kerne (1,5l_44,66 %), ergibt. Auch steigt der Druck über die Begasungsdauer nur sehr langsam an.

Bei den Kernen, die eine geringere Porosität aufweisen (1,5l_44,66 % und 3,0l_44,66 %), ist ein deutlicher Anstieg des Drucks mit zunehmender Begasungszeit zu erkennen. Der Druck liegt bei einer größeren Durchflussmenge (3,0l_44,66 %) deutlich höher als bei einer geringeren Durchflussmenge (1,5l_44,66 %). Zudem steigt er insgesamt wesentlich schneller an.

Die stetig ansteigende Druckkurve bei der Begasung mit CO_2 lässt darauf schließen, dass der Strömungswiderstand des ausgehärteten Formstoffes größer ist, als der des nicht ausgehärteten. Dies kann durch die Anlagerung von CO_2 -Molekülen an den Binder während der Aushärtung begründet werden. Bei der Aushärtung von Cold-Box-Formstoff wirkt das Amin als Katalysator, d. h. es sorgt lediglich für die Umwandlung von Harz und Härter in eine feste Binderbrücke. Am Ende des Kernkastens tritt es, bis auf einen Teil der im Kern kondensiert, wieder aus. Hierdurch kann der über die gesamte Begasungsdauer nahezu konstante Staudruck begründet werden.

Für diese Erklärung sprechen auch die Beobachtungen, die Wessén [23] gemacht hat (siehe Kapitel 4.5: Er stellte fest, dass es bei der Aushärtung von wasserglas- bzw. resolgebundenem Formstoff mit CO_2 einige Zeit dauerte, bis

am anderen Ende des Versuchskernkastens Gas austrat, während bei der Begasung mit Amin unmittelbar ein Gasaustritt gemessen werden konnte.)

Die Aussage von Schrey, Pelzer und Wolf [22], die von einer Abnahme der Gasdurchlässigkeitszahl von 290 (nicht ausgehärtet) auf 130 (ausgehärtet) bei Cold-Box-Formstoff auf eine Vergrößerung des Strömungswiderstandes bei der Begasung von Kernen geschlossen hatten, kann durch die Messungen nicht belegt werden.

Die Begründung liegt in den unterschiedlichen Messverfahren: Die bei der Gasdurchlässigkeitsprüfung eingesetzten Drücke - und somit auch die Strömungsgeschwindigkeiten - sind erheblich niedriger als bei den hier durchgeführten Versuchen. So entspricht eine Gasdurchlässigkeit von 290 einer Druckdifferenz von 7,8 mbar, eine Gasdurchlässigkeit von 130 einem Überdruck von 3,5 mbar. Bei den im Rahmen dieser Arbeit durchgeführten Untersuchungen lag der Überdruck bei der Begasung bei etwa 110 mbar. Eine Differenz von ca. 4 mbar, die z. B. durch das im Kern kondensierte Amin begründet werden kann, fällt hier in die Toleranzgrenzen. Da der bei der Begasung von Kernen in der Praxis vorliegende Druck noch erheblich höher ist, kann der Strömungswiderstand als konstant angesehen werden.

Um den Einfluss von bereits ausgehärtetem Formstoff auf den Strömungswiderstand zu untersuchen, wurde der zylindrische Versuchskern mit der Kernschießmaschine geschossen und anschließend drei mal für jeweils 30 Sekunden mit CO₂ begast (1,5 l/min). Hierbei konnte davon ausgegangen werden, dass der Kern bereits während der ersten 30 Sekunden vollständig aushärtet. Die Kurven für die erste Druckmessung (frisch) unterscheiden sich eindeutig von denen für die zweite und die dritte Messung (hart) (Abbildung 5-17).

Der Druck steigt kontinuierlich an, nach ca. 12 Sekunden knickt die Kurve deutlich ab. Zu diesem Zeitpunkt ist der Kern vollständig ausgehärtet. Es steht kein weiterer Binder für eine Reaktion zur Verfügung. Danach steigt die Kurve sehr steil weiter an und stellt sich auf einem Niveau ein, dass von den Druckkurven der zweiten und dritten Messung (ausgehärteter Kern) unmittelbar erreicht wird.

Um auszuschließen, dass der kontinuierliche Druckanstieg durch den Sand selbst verursacht wird, wurde der Kernkasten mit Sand gefüllt, der nicht mit Binder vermischt worden war und mit CO₂ (1,5 l/min) begast. Der Staudruck steigt nahezu direkt auf einen, für die restliche Begasungsdauer etwa gleichbleibenden Wert an.

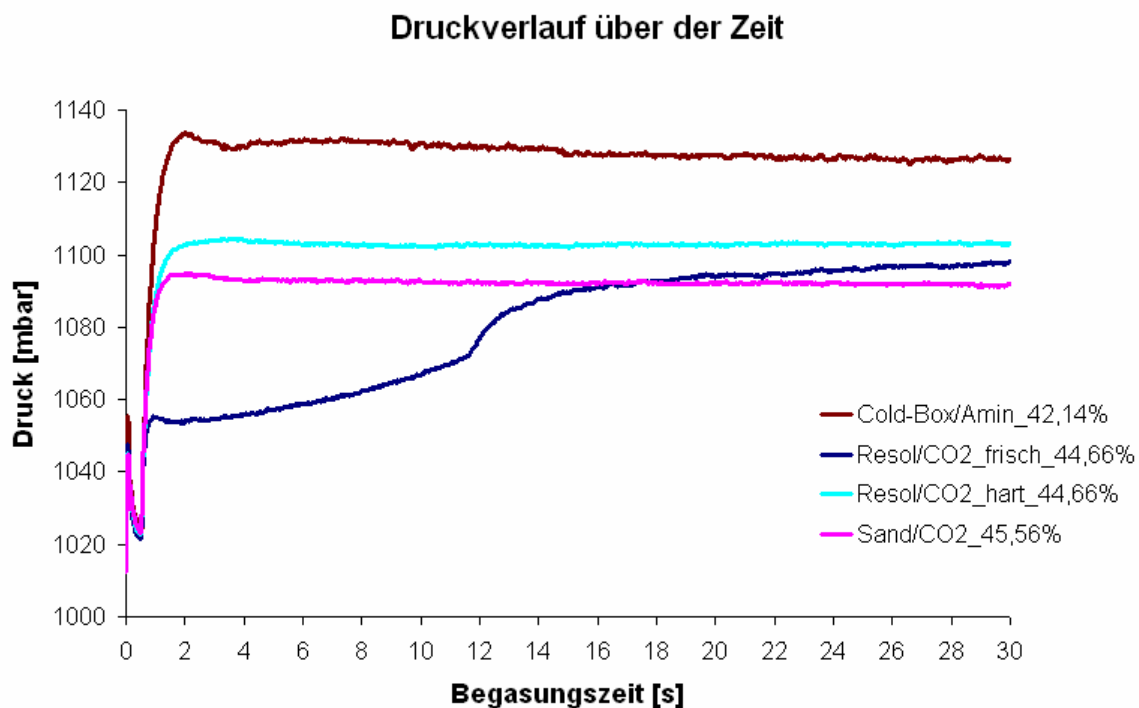


Abbildung 5-17: Druckkurven für Sand ohne Binder und für frischen und ausgehärteten Formstoff (gemittelte Werte)

Neben dem Strömungswiderstand hat auch die Porosität Einfluss auf den gemessenen Staudruck: Mit sinkender Porosität ist ein höherer Druck erforderlich, um eine konstante Menge an Gas durch den Kern zu leiten.

Bei den in Abbildung 5-17 dargestellten Druckkurven wird dieser Einfluss besonders deutlich. So hat der mit Sand ohne Binder gefüllte Kern eine durchschnittliche Porosität von 45,56 %. Der mit Resol/CO₂-Binder geschossene Kern weist eine Porosität von 44,66 % auf, der mit Cold-Box-Binder hergestellte Kern eine Porosität von 42,14 %.

Der Wert für den Strömungswiderstand selbst wird in Kapitel 7.2 hergeleitet.

6 Annahmen für die Simulation der Kernherstellung

Das folgende Kapitel liefert einen Überblick über die zur Simulation des Kernschieß- und des Begasungsvorgangs erforderlichen Parameter, die zur Lösung der in Kapitel 2 und 3 hergeleiteten Gleichungen erforderlich sind. Der Formstoff, die Luft und das Gas zur Aushärtung des Kerns werden als newtonsche Fluide definiert. Für die Luft und das Aushärtungsgas entspricht diese Annahme der physikalischen Realität. Das Verhalten des Formstoffes kann in guter Näherung wiedergegeben werden. In Kapitel 4 wurde die Problematik bereits dargestellt.

Weiterhin werden die für die in Kapitel 7 beschriebenen Simulationen angenommenen Werte hergeleitet.

6.1 Simulation des Kernschießvorgangs

Beim Kernschießen wird der mit Binder umhüllte und mit Luft vermischte Sand mit hohem Druck in den Kernkasten eingebracht. Es handelt sich hierbei um eine Zwei-Phasen-Strömung, die in der Simulation auch als solche abgebildet wird.

Insgesamt sind für die Modellierung folgende Werte erforderlich:

- Stoffdaten zur Beschreibung des Formstoffes,
- Stoffdaten zur Beschreibung der Luft,
- Parameter, die das Zusammenwirken beider Stoffe beschreiben,
- Parameter zur Definition der Entlüftungsdüsen,
- Parameter zur Definition der Randbedingungen.

6.1.1 Stoffdaten Formstoff

Bei dem Sand-Binder-Gemisch handelt es um ein Fest-Flüssig-System mit einer granularen Feststoffphase. Um den Formstoff als fluides, inkompressibles Medium zu beschreiben, werden folgende Annahmen getroffen:

6.1.1.1 Dichte

Die Dichte von Quarz ohne Lufträume beträgt ca. 2,65 g/cm³. Dieser Wert kann direkt für die Dichte des Formstoffes übernommen werden, da der Formstoff zu über 99 % aus Quarzsand besteht.

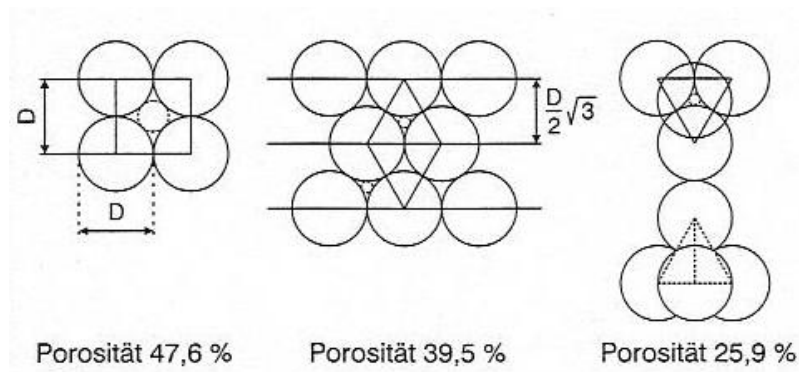


Abbildung 6-1: Porosität in granularen Schüttungen [46]

Es wird von einer maximalen Verdichtung des Sandes von etwa 60 % (entspricht einer Porosität von 40 %) ausgegangen. Dies steht für eine sehr hohe, wenn auch nicht für die maximal erreichbare Verdichtung (Abbildung 6-1). Die in Kapitel 5.1 beschriebenen Versuche zur Porositätsbestimmung des der Produktion entnommenen Kerns haben ebenfalls zu einem Wert von ca. 40 % für die Porosität geführt. Diese Abschätzung ist ausreichend genau, da eine Änderung der Porosität um wenige Prozent keine gravierenden Auswirkungen auf das Ergebnis der Simulation hat.

6.1.1.2 Dynamische Viskosität

Um die Abhängigkeit des Füllverhaltens von der dynamischen Viskosität zu untersuchen, wurden eine Reihe von Simulationen durchgeführt, die in Kapitel 7.1 ausführlich erläutert werden. Der Abgleich mit den durchgeführten Schießversuchen (Kapitel 5.2.3) zeigt, dass ein deutlicher Zusammenhang zwischen der gemessenen relativen und der in der Simulation zu verwendenden dynamischen Viskosität besteht. Die Werte für die relative Viskosität können in Abhängigkeit vom Sand-Binder-Gemisch näherungsweise über folgende Beziehung in Werte für die in der Simulation zu verwendende dynamische Viskosität transformiert werden:

$$h = a * e^{(b * h_{rel})} \quad (6.1)$$

h_{rel} entspricht dem gemessenen Wert der relativen Viskosität, h dem für die Simulation anzunehmenden Wert für die dynamische Viskosität; a und b sind messverfahrensabhängige Beiwerte. Bezogen auf die in dieser Arbeit verwendeten Versuchsrandbedingungen (Kapitel 5.2) konnten sie mit $a = 5,2$ und $b = 8,6$ angenommen werden.

Es wurde eine Exponentialfunktion bestimmt, da die Fließfähigkeit des Formstoffes mit steigendem Wert für die relative Viskosität überproportional abnimmt. Eine Verschlechterung der Verarbeitbarkeit des Formstoffes mit abnehmendem Wert der relativen Viskosität ist nicht zu erwarten. Darüber hinaus muss die dynamische Viskosität immer größer Null sein, auch wenn die Messungen der relativen Viskosität einen Wert kleiner Null ergeben hat.

6.1.2 Stoffdaten Luft

Zur Beschreibung der Luft sind Werte für die Dichte und die dynamische Viskosität erforderlich. Diese können aus der Literatur entnommen werden. Die Luft wird als kompressibel definiert.

6.1.2.1 Dichte

Luft ist ein Gemisch, welches hauptsächlich aus Stickstoff (78 %) und Sauerstoff (21 %) besteht. Der Restanteil setzt sich aus verschiedenen Gasen (z. B. Kohlendioxid, Argon, Neon und Helium) zusammen. Weiterhin enthält Luft auch einen geringen Anteil an Wasserdampf (zwischen 0 und 5 Volumenprozent). Diese Einflüsse können aber in guter Näherung vernachlässigt werden. Die Dichte kann somit mit folgender Formel berechnet werden:

$$\mathbf{r} = \frac{p * V}{R * T} * M_i \quad (6.2)$$

mit \mathbf{r} : Dichte der Luft, p : Umgebungsdruck, V : Volumen, R : universelle bzw. molare Gaskonstante, T : Temperatur und M_i : molare Masse [30].

Da die Kompressibilität berücksichtigt wird, ist im Fall der Kernschießsimulation die Gaskonstante R anzugeben:

$$\underline{\underline{R = 8314,2 \frac{J}{kmol * K} = 286,7 \frac{J}{kg * K}}}$$

6.1.2.2 Dynamische Viskosität

Tabelle 6-1 zeigt eine Übersicht über die Werte für die dynamische Viskosität von Luft bei unterschiedlichen Temperaturen und Drücken [47].

Druck in bar	Temperatur in °C					
	-50	-25	0	25	50	100
1	14,55	15,90	17,10	18,20	19,25	21,60
5	14,63	15,97	17,16	18,26	19,30	21,64
10	14,74	16,07	17,24	18,33	19,37	21,70
50	16,01	16,98	18,08	19,11	20,07	22,26

Tabelle 6-1: Dynamische Viskosität von Luft [10^{-6} Pa*s]

Für die Kernschießsimulation ist lediglich der Bereich von 0 °C bis 20 °C bei einem Druck zwischen 1 bar und 10 bar interessant.

Für die Simulationsberechnungen wird die dynamische Viskosität als konstant angenommen mit

$$\underline{h = 18 \cdot 10^{-6} \text{ Pa} \cdot \text{s}}$$

6.1.3 Zusammenwirken von Formstoff und Luft

Der drift-flux-Beiwert beschreibt das relative Strömungsverhalten von Formstoff und Luft. Er kann aus der Korngrößenverteilung (Formel (2.27)) berechnet und entsprechend der Anteile gemittelt werden (Tabelle 6-2). Die Dichte und die Viskosität der Luft werden angenommen mit $r = 1,2 \cdot 10^{-6} \text{ g/mm}^3$ bzw. $h = 18 \cdot 10^{-6} \text{ Pa} \cdot \text{s}$. Für den in den Versuchen eingesetzten Sand F32 ergibt sich

$$\underline{dfcof = 0.00024139}$$

Kornklasse [mm] [mm]		Durchschnitt [mm]	Anteil [%]	Radius [mm]	dfcof [-]
0,710	0,500	0,6050	1,0	0,30250	0,00135565
0,500	0,355	0,4275	7,0	0,21375	0,00067688
0,355	0,250	0,3025	30,0	0,15125	0,00033891
0,250	0,125	0,1875	60,0	0,09375	0,00013021
0,125	0,063	0,0940	2,0	0,04700	0,00003273

Tabelle 6-2: Ermittlung des drift-flux-Beiwertes für einen Sand F32

Tabelle 6-3 gibt einen Überblick über die drift-flux-Beiwerte für verschiedene Quarzsande. Die Werte wurden aufgrund der typischen, vom Hersteller angegebenen Korngrößenverteilung ermittelt. Die Zusammenhänge zwischen drift-flux-Beiwert und der mittleren Korngröße bzw. der theoretischen spezifischen Oberfläche zeigen die Abbildungen 6-2 und 6-3.

Bezeichnung	mittlere Korngröße [mm]	theo. spez. Oberfläche [cm ² /g]	dfcof [-]
Sand H31	0,37	67	0,00061747
Sand H32	0,32	76	0,00041166
Sand H33	0,27	89	0,00030180
Sand F31	0,33	75	0,00049009
Sand F32	0,24	101	0,00024139
Sand F33	0,22	109	0,00020941
Sand F34	0,20	118	0,00016308
Sand F35	0,18	133	0,00014230
Sand F36	0,16	149	0,00012055

Tabelle 6-3: Drift-flux-Beiwerte für verschiedene Quarzsande

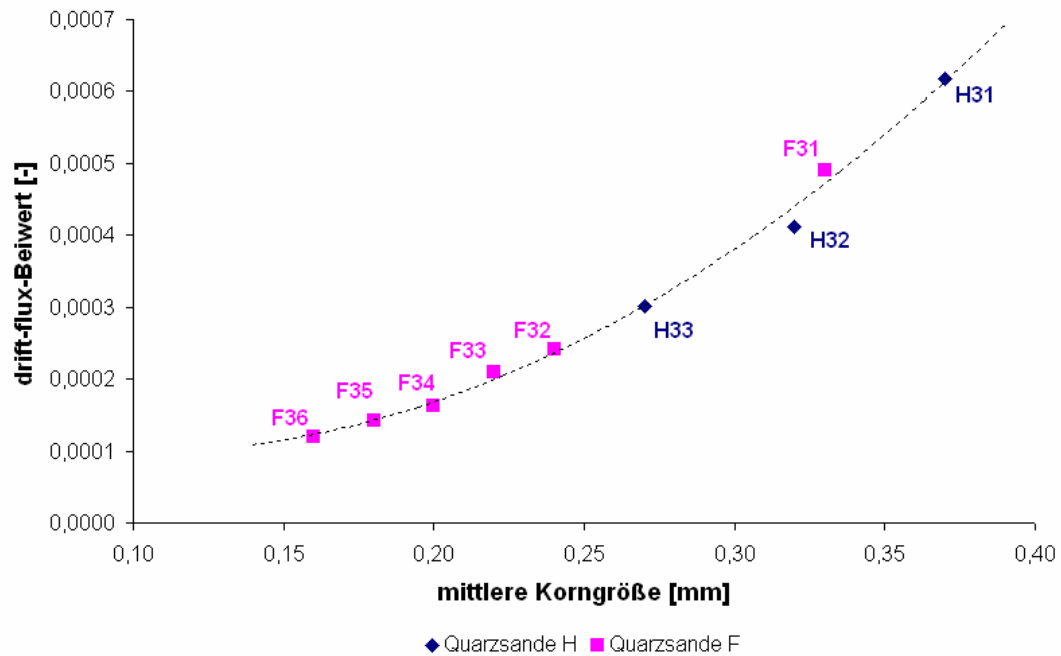


Abbildung 6-2: Drift-flux-Beiwert abhängig von der mittleren Korngröße

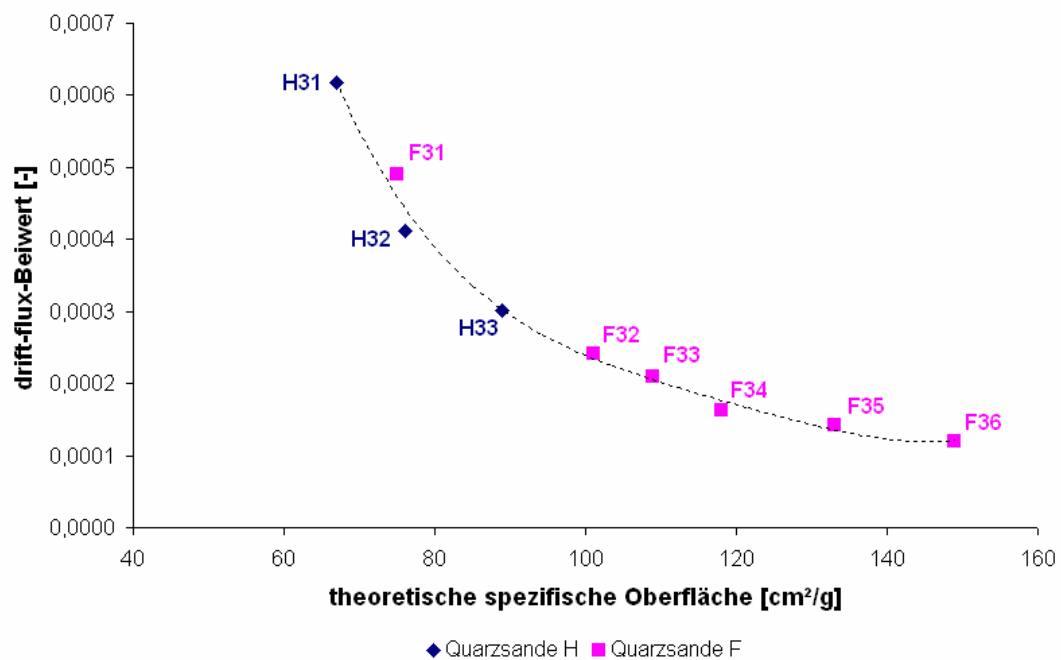


Abbildung 6-3: Drift-flux-Beiwert abhängig von der theoretischen spezifischen Oberfläche

6.1.4 Definition der Entlüftungsdüsen

Eine exakte Modellierung der Düsen unter Berücksichtigung der Schlitze ist in Flow-3D® praktisch nicht machbar, da hierdurch die Zahl der Zellen enorm ansteigen würde. Die Entlüftungsdüsen werden daher als poröses Medium dargestellt (Kapitel 3.2.2).

Da die Düsen im Verhältnis zum Kernkasten recht klein sind, ist besonders darauf zu achten, dass die Zellen in den Entlüftungsbereichen so klein wie nötig aber so groß wie möglich definiert werden, damit möglichst wenig des für die Strömung offenen Querschnitts verloren geht. Der Verlust entsteht dadurch, dass die Schnittpunkte von Geometrieoberfläche und Netz durch Geraden verbunden werden. Abbildung 6-4 veranschaulicht dieses Problem sowohl für eine runde als auch für eine eckige Annahme der Düsengeometrie.

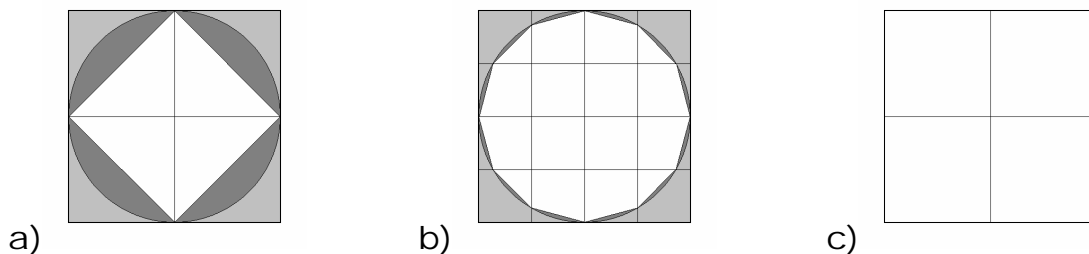


Abbildung 6-4: Flächenverlust (dunkelgrau) bei Verwendung eines runden (a und b) und eines quadratischen (c) Düsenquerschnitts

Die für die Simulation anzunehmende Porosität kann in Abhängigkeit von der real verwendeten Entlüftungsdüse über das Verhältnis von offener Fläche zur Gesamtfläche berechnet werden.

6.1.5 Definition der Randbedingungen

Am Einlass des Kernkastens sind der Schießdruck und die Beladung der Luft mit Formstoff festzulegen. Beide Größen können als konstant oder über die Zeit als veränderlich angenommen werden.

In den durchgeführten Simulationen wurden der Schießdruck und das Verhältnis von Formstoff zu Luft konstant angenommen. Weiterhin wurde vorausgesetzt, dass eine Verdichtung des Formstoffes bereits unmittelbar vor dem Einlass stattgefunden hat (Abbildung 4-1).

An den Entlüftungsdüsen wird ein konstanter Druck von 1 bar (Umgebungsdruck) vorgegeben.

6.2 Simulation des Begasungsvorgangs

Der Begasungsvorgang kann mittels rechnerischer Simulation wesentlich einfacher beschrieben werden als der Kernschießvorgang, da es sich physikalisch gesehen um eine Ein-Phasen-Strömung (Gas) durch ein poröses Medium (Formstoff) handelt. Dieses Modell ist im Programm bereits implementiert, so dass lediglich die erforderlichen Parameter ermittelt werden müssen:

- die Dichte und die dynamische Viskosität des Gases,
- die Porosität des Formstoffes,
- der Strömungswiderstand des Formstoffes.

Des weiteren sind wiederum die Entlüftungsdüsen und die Randbedingungen entsprechend zu definieren.

6.2.1 Stoffdaten Gas

Da es sich bei dem Gas um ein Fluid handelt, lassen sich die Dichte und insbesondere auch die dynamische Viskosität problemlos ermitteln.

In guter Näherung können die Werte von Luft angenommen werden. Es gibt aber auch zahlreiche Literaturstellen, denen Werte für die Dichte und für die dynamische Viskosität der verschiedenen Gase, z. B. Kohlendioxid, entnommen werden können.

6.2.1.1 Dichte

Bei der Begasungssimulation wird von einer konstanten Dichte des Gases ausgegangen, um den Rechenaufwand nicht unnötig zu erhöhen.

Nach Formel (6.2) ergibt sich die Dichte bei einem Druck von 1 bar, einer Temperatur von 20 °C, einem Wert von $R = 8314,2 \text{ J}/(\text{kmol} \cdot \text{K})$ für die Gaskonstante und einer molaren Masse von 29 g/mol mit 1,190 kg/m³. Für die Berechnungen wird die Dichte angenommen mit

$$\underline{r = 1,2 \text{ kg/m}^3}$$

6.2.1.2 Dynamische Viskosität

Auch hier wird auf eine druck- bzw. temperaturabhängige Beschreibung verzichtet, um den Rechenaufwand nicht unnötig zu erhöhen.

Für Luft wird eine konstante dynamische Viskosität von $\boldsymbol{h} = 18 \cdot 10^{-6} \text{ Pa} \cdot \text{s}$ angenommen (6.1.2.1). Für CO₂ kann der Wert für die dynamische Viskosität aus der Literatur entnommen werden: $\boldsymbol{h} = 14,7 \cdot 10^{-6} \text{ Pa} \cdot \text{s}$ [47].

6.2.2 Stoffdaten Formstoff

Für den Formstoff sind die Werte für die Porosität und den Strömungswiderstand zu definieren. Zur Bestimmung beider Parameter wurden Versuche durchgeführt, die in den Kapiteln 5.1 und 5.3 beschrieben sind.

6.2.2.1 Porosität

In guter Näherung kann eine über den Kern konstante Porosität von 40 % angenommen werden (Kapitel 5.1 und Kapitel 6.1.1.1).

Es ist aber auch möglich, die Porosität in Abhängigkeit von der Packungsdichte aus der Kernschießsimulation zu übernehmen. Für diesen Fall ist ein Datensatz programmiert worden, der das Herausschreiben und Einlesen einschließlich der entsprechenden Umrechnungen ermöglicht. Hierbei ist lediglich zu beachten, dass für die Begasungssimulation das gleiche Netz verwendet werden muss wie für die Schießsimulation.

6.2.2.2 Strömungswiderstand

Die Versuche zur Bestimmung des Strömungswiderstandes sind in Kapitel 5.3 näher beschrieben.

Hierbei konnte festgestellt werden, dass der Strömungswiderstand für den ausgehärteten Formstoff u. U. größer ist als für den frischen Formstoff (Resol/CO₂). Auf der sicheren Seite liegend wurden die Parameter in Flow-3D® für den bereits ausgehärteten Formstoff angepasst. Es wäre auch denkbar, dem Formstoff im Programm einen Widerstand zuzuordnen, der in Abhängigkeit vom Vorhandensein des Gases in einer Zelle mit zunehmender Zeit ansteigt. Da die Zeitdifferenz aber im Bereich weniger Zehntelsekunden

liegt und die Berücksichtigung eines zeitabhängigen Strömungswiderstandes den Rechenaufwand enorm erhöhen würde, wurde an dieser Stelle auf die exakte Anpassung verzichtet.

6.2.3 Definition der Entlüftungsdüsen

Die Entlüftungsdüsen werden wiederum durch ein poröses Medium beschrieben. Da das Gas durch die Düsen entweichen kann, wird der Strömungswiderstand bei der Begasungssimulation nach der gleichen Funktion berechnet, wie der des Formstoffes (Kapitel 3.3.1). Lediglich der für die Strömung offene Querschnitt wird über einen entsprechenden Wert berücksichtigt.

6.2.4 Definition der Randbedingungen

Am Einlass des Kernkastens ist der Begasungsdruck festzulegen. Dieser kann für die gesamte Simulationsdauer als konstant angenommen werden, er kann aber auch über die Zeit veränderlich vorgegeben werden.

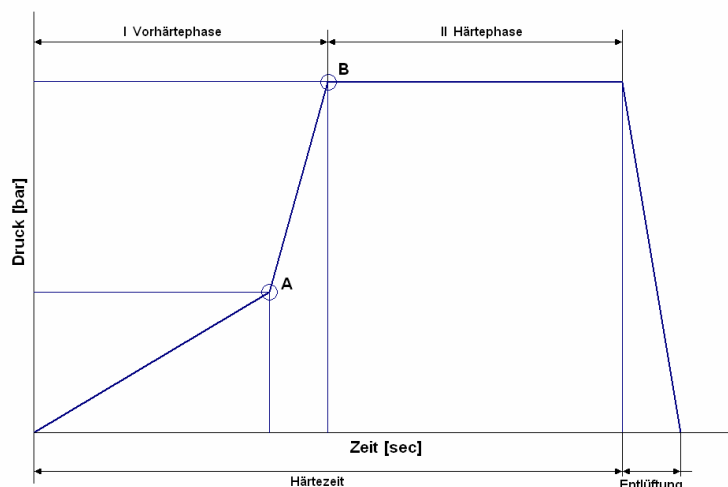


Abbildung 6-5: Druckaufbau eines Begasungsautomaten [48]

So kann der maschinenbedingte Vorhärte- und Härteindruck über die Zeit exakt berücksichtigt werden (Abbildung 6-5).

An den Entlüftungsdüsen wird, wie bei der Simulation des Kernschießvorgangs, ein konstanter Druck von 1 bar (Umgebungsdruck) vorgegeben.

6.2.5 Berücksichtigung von Temperatureinflüssen

Die Temperatur des einströmenden Gases und auch die Verteilung der Wärme im Kern, kann bei der Simulation berücksichtigt werden. Dies ist sinnvoll, um Bereiche, in denen es zu Kondensation kommen kann, von Anfang zu vermeiden. Da jedoch mit der Berücksichtigung der Temperatur der Rechenaufwand erheblich ansteigt, ist vorher zu entscheiden, ob dies im Einzelfall erforderlich ist.

Hierzu ist es notwendig, die spezifische Wärmekapazität [$\text{J}/(\text{kg}\cdot\text{K})$] und die Wärmeleitfähigkeit [$\text{W}/(\text{m}\cdot\text{K})$] des Gases sowie die Wärmeleitfähigkeit [$\text{W}/(\text{m}\cdot\text{K})$], den Wärmedurchgangskoeffizienten [$\text{W}/(\text{m}^2\cdot\text{K})$], die spezifische Wärmekapazität [$\text{J}/(\text{kg}\cdot\text{K})$] und die Dichte [g/cm^3] des Formstoffes anzugeben. Diese Werte können der Literatur entnommen werden.

Durch benutzerspezifische Anpassungen ist es theoretisch möglich, die Reaktionswärme des aushärtenden Formstoffes zu berücksichtigen. Diese ist jedoch so gering, dass sie keinen nennenswerten Einfluss auf die Temperaturverteilung insgesamt hat.

Im Rahmen dieser Arbeit wurde auf die Temperaturverteilung, die sich beim Aushärten eines Kerns mit erwärmten Gasen ergibt, nicht eingegangen. An dieser Stelle soll lediglich darauf hingewiesen werden, dass solche Berechnungen prinzipiell möglich sind.

7 Durchgeführte Simulationen

Nachfolgend werden zuerst die für die Anpassung der Werte für die dynamische Viskosität von Formstoffen und die zum Abgleich der Parameter zur Beschreibung des Strömungswiderstandes durchgeführten Simulationen beschrieben.

Danach werden die in den Kapiteln 5 und 6 ermittelten und nun durch erste Simulationen angeglichenen Parameter auf eine komplexe Geometrie übertragen. Es handelt sich hierbei um einen Wassermantelkern aus einem Versuchsmotorblock.

Es wird eine Schieß- und eine Begasungssimulation mit je einer Optimierungsschleife durchgeführt. Die Simulationsergebnisse werden abschließend einem realen Kern gegenübergestellt. Durch diesen Vergleich kann die Allgemeingültigkeit der ermittelten Parameter nachgewiesen werden.

7.1 Parameterstudie dynamische Viskosität

Für die Parameterstudie zur Anpassung des Wertes für die dynamische Viskosität des Formstoffes wurde der in Kapitel 5.2 beschriebene Versuchskernkasten zur Bestimmung von Fließeigenschaften eingesetzt.

Entsprechend den in Kapitel 5.2.3 beschriebenen Schießversuchen, wurde der drift-flux-Beiwert eines Sandes F32 berücksichtigt. Der Schießdruck betrug 4 bar. Für die dynamische Viskosität wurden Werte von 10, 55 und 100 Pa*s vorgegeben.

Abbildung 7-1 zeigt den Füllungsgrad des Versuchskernkastens jeweils für eine simulierte Schießdauer von 0,1 Sekunden und 2,0 Sekunden.

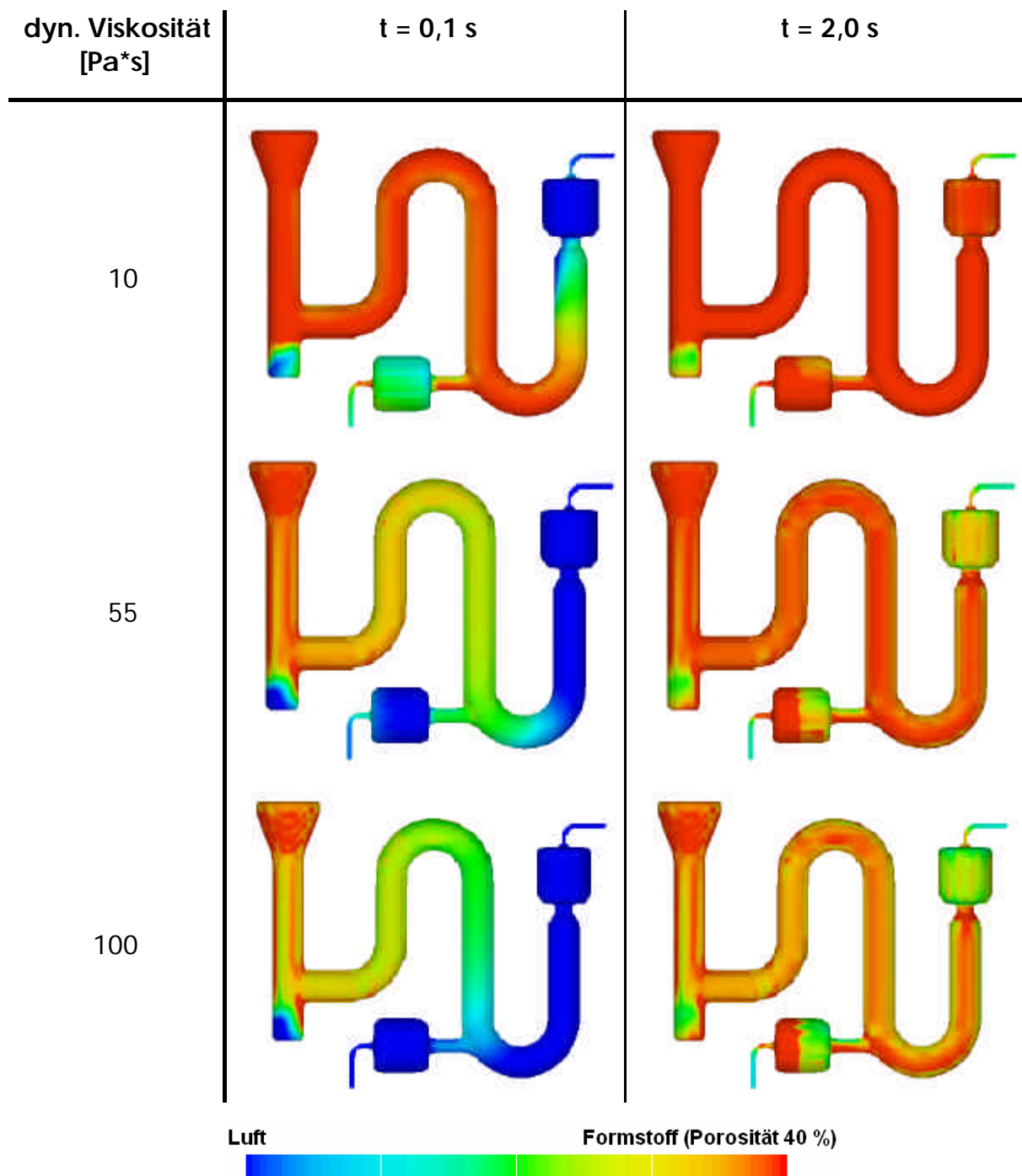


Abbildung 7-1: Füllungsgrad des Versuchskernkastens

Eine Abhängigkeit des Füllverhaltens von der dynamischen Viskosität ist deutlich zu erkennen.

So füllt sich der Kernkasten mit steigender Viskosität insgesamt langsamer. Dies ist für eine Schießdauer von 0,1 Sekunden besonders gut zu erkennen (Abbildungen 7-1 und 7-2).

Auch der Füllzustand zum Ende des Schießvorgangs weist deutliche Abweichungen auf. So werden die Probekörper und somit auch die Gesamtgeometrie mit zunehmender Viskosität zu einem geringeren Grad ausgefüllt (Abbildungen 7-1 und 7-2).

Ebenso unterscheiden sich die Bereiche, die eine weniger gute Verdichtung aufweisen (gelb) voneinander. Mit abnehmender Viskosität konzentrieren sich die Fehlstellen stärker auf einen eng umgrenzten Bereich und weisen eine höhere Porosität auf. Bei höherer Viskosität erstreckt sich die Fehlstelle über einen größeren Bereich mit geringerer Porosität. Insgesamt wird mit zunehmender Viskosität eine schlechtere Verdichtung erreicht. Dies ist an der zunehmend gelben Färbung zu erkennen (Abbildung 7-1).

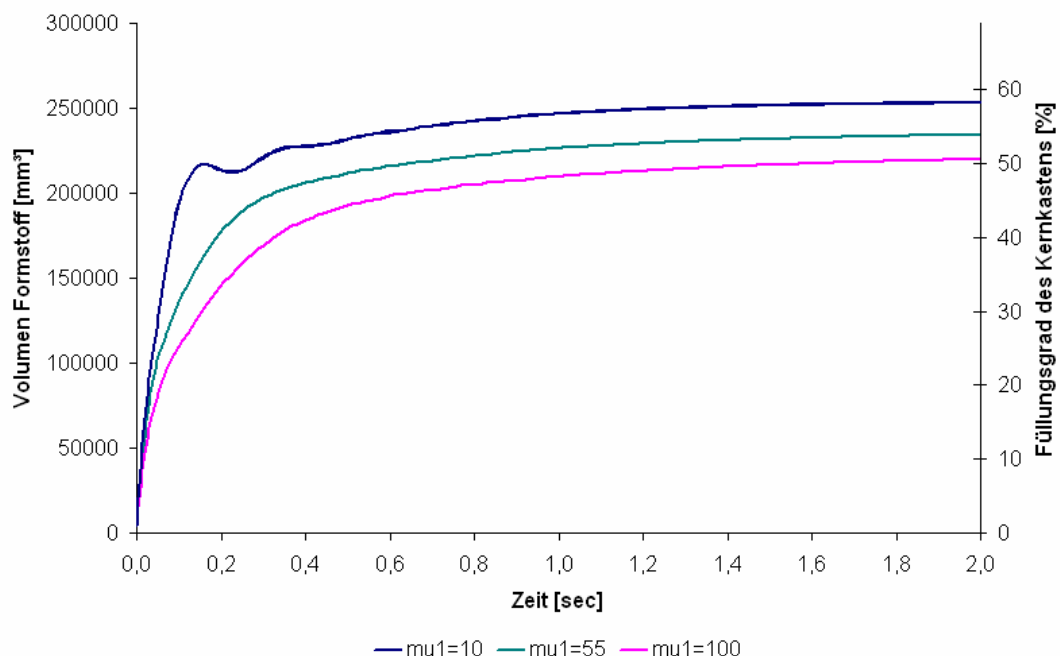


Abbildung 7-2: Eingebrachtes Formstoffvolumen und Füllungsgrad des Versuchskernkastens über der Zeit

Die Simulationen haben gezeigt, dass die Berücksichtigung der jeweiligen formstoffspezifischen Fließeigenschaften über die dynamische Viskosität möglich ist. Die Füllung des Kernkastens insgesamt sowie die Lage einzelner Fehlstellen kann gut wiedergegeben werden.

So zeigt die Simulation für eine dynamische Viskosität von 10 Pa*s eine Fehlstelle im nicht entlüfteten Bereich und eine im der Strömungsrichtung entgegengesetzt gelegenen Probekörper. Beide Fehler können bei dem mit Cold-Box-Formstoff geschossenem Kern (Kapitel 5.2.3, $\eta_{\text{rel}} = 0,1016 \text{ Nmm}^*\text{min} \Rightarrow \eta = 12,6 \text{ Pa}^*\text{s}$) wiedergefunden werden. Die schlechte Füllung beider Probekörper unter Verwendung des resolgebundenen Formstoffes (Kapitel 5.2.3, $\eta_{\text{rel}} = 0,2833 \text{ Nmm}^*\text{min}$) zeigt sich in der Simulation bei einer dynamischen Viskosität von $\eta \approx 55 \text{ Pa}^*\text{s}$. Auch hier liegt eine Fehlstelle im nicht entlüfteten Teil des Kernkastens.

7.2 Parameterstudie Strömungswiderstand

Es wurden verschiedene Simulationen durchgeführt, bei denen die Menge des den Kern durchströmenden Gases variiert wurde.

Die für die Simulation anzunehmende Porosität kann aus der Masse des komplett ausgehärteten Kerns berechnet werden. Aufgrund der einfachen Geometrie wird von einer über den gesamten Kern konstanten Porosität ausgegangen.

$$P = 1 - \frac{M_{\text{Kern}}}{\rho_{\text{Sand}} * V_{\text{Zyl}}} \quad (7.1)$$

Die Porosität wurde für die auf der Maschine geschossenen Kerne mit durchschnittlich 44,66 % (Resol/CO₂) bzw. 42,14 % (Cold-Box) und für den durch Einsieben hergestellten Kern mit 58,76 % bestimmt. Für den Sand ohne Binder ergab sich eine Porosität von 45,56 %.

Als Randbedingung wird eine konstante Geschwindigkeit angenommen, die auf einen Kreisquerschnitt mit einem Durchmesser von 5 cm mit der entsprechenden Porosität bezogen wird.

Abbildung 7-3 zeigt die Aushärtung des Kerns mit einer Porosität von 44,66 %, der von 1,5 l CO₂/min durchströmt wird, nach 2, 4, 6, 8 und 10 Sekunden. Die Startbedingung wird entsprechend der Versuchsergebnisse so formuliert, dass die Simulation zum Zeitpunkt $t = 2,0$ Sekunden beginnt, zu dem bereits 15,5 cm des Kerns von CO₂ durchströmt und somit ausgehärtet sind.

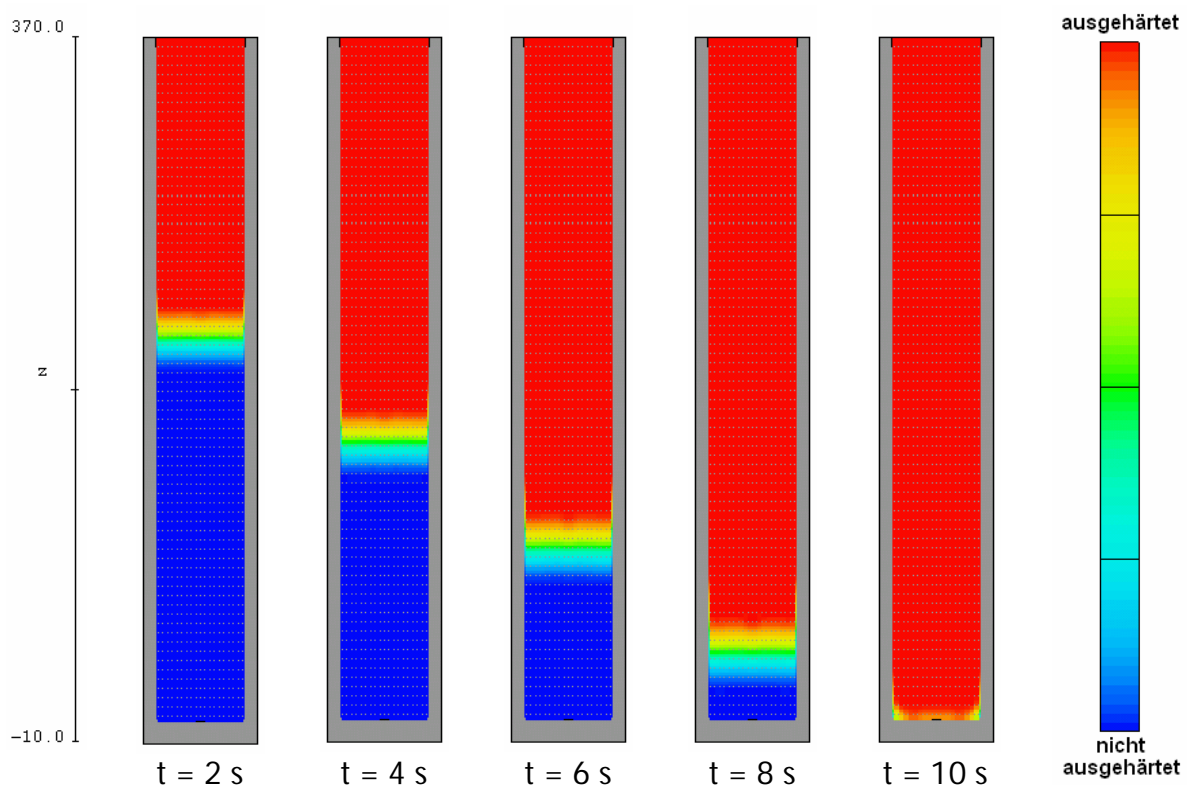


Abbildung 7-3: Aushärtung des Kerns mit 1,5 l CO₂/min

Entsprechend den Versuchen aus Kapitel 5.3 wurden die Berechnungen auch für einen Durchfluss von 0,5 l CO₂/min und 3,0 l CO₂/min durchgeführt (P=44,66 %). Die erhöhte Porosität, die durch das Einsieben des Formstoffes entstanden war (P=58,79 %), wurde in einer weiteren Berechnung berücksichtigt. Zur Beschreibung des Strömungswiderstandes wurden in allen Rechnungen die Werte verwendet, die für eine Menge von 1,5 l CO₂/min ermittelt wurden.

Abbildung 7-4 zeigt den Durchschnitt der Druckkurven, die bei den Versuchen gemessen wurden und die Druckkurven, die sich bei der Simulation am oberen Ende des Kernkastens ergeben haben. Simulation und Praxis zeigen eine gute Übereinstimmung.

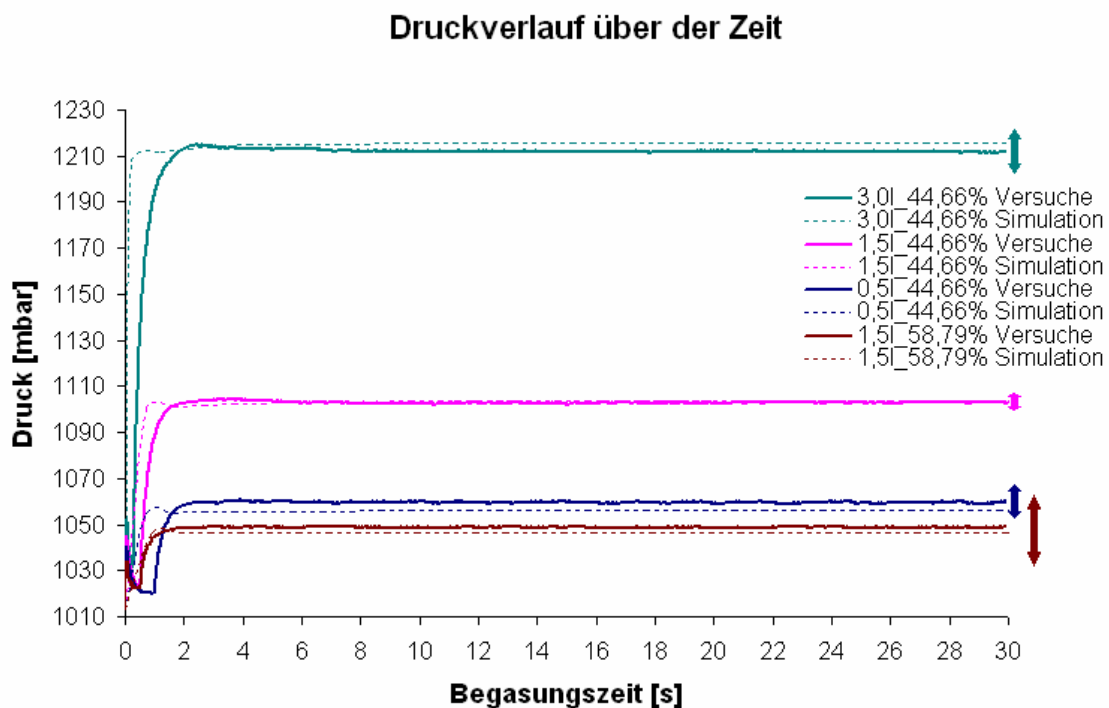


Abbildung 7-4: Druckkurven Versuch – Simulation mit Streuung \updownarrow (Resol/CO₂)

Abbildung 7-5 zeigt die Druckkurven, die in den Versuchen bei einer Begasung mit 1,5 l/min für Cold-Box- und Resol/CO₂-Formstoff sowie für Sand F32 ohne Binder gemessen wurden und die Druckkurven, die sich bei der Simulation unter Verwendung des für den Resol/CO₂-Formstoff bestimmten Strömungswiderstandes ergeben haben. Die unterschiedlichen Porositäten wurden hierbei ebenfalls berücksichtigt.

Für den Sand ohne Binder ergibt sich ein geringerer Strömungswiderstand als für den mit Resol/CO₂-Binder vermischten Sand. Dies lässt sich durch die fehlenden Binderbrücken begründen. Der Strömungswiderstand des Cold-Box-Formstoffes entspricht dem des Resol/CO₂-Formstoffes. Für die Simulation kann der gleiche Wert angenommen werden. (Hinweis: Die Übereinstimmung der Werte für den Strömungswiderstand ist rein zufällig, da dieser nicht nur von der Art des Bindemittels sondern auch von der Menge abhängig ist!)

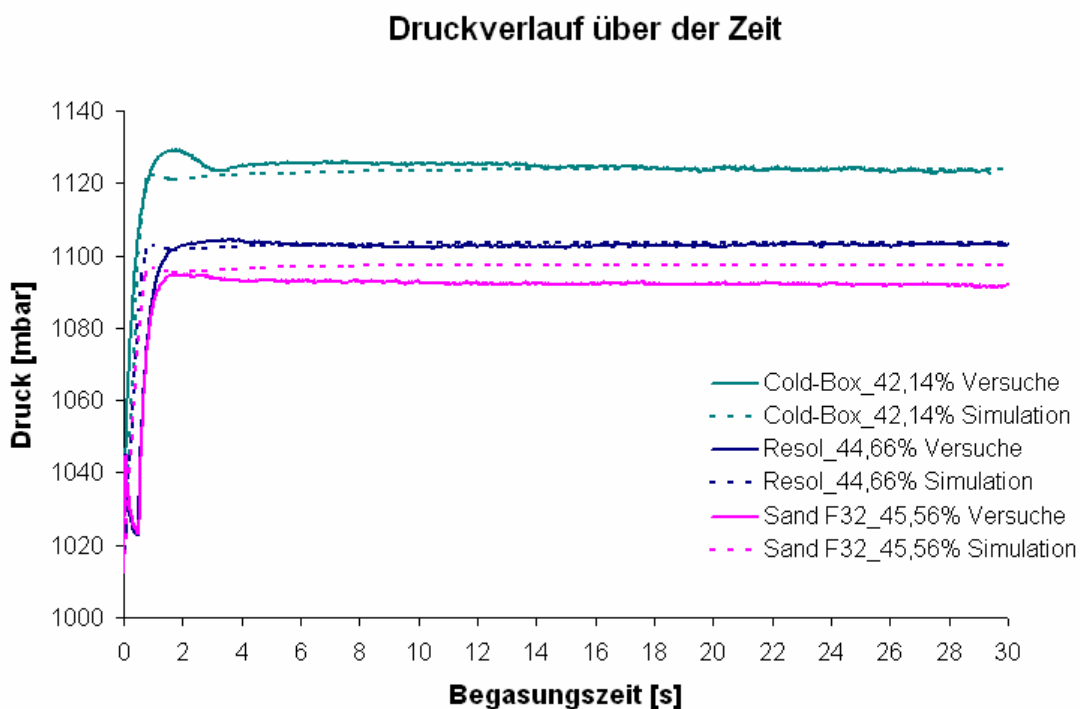


Abbildung 7-5: Druckkurven Versuch – Simulation ($Q = 1,5 \text{ l/min}$)

Die Versuche zur Messung des Staudrucks wurden alle innerhalb einer kurzen Zeitspanne aus derselben Formstoffmischung bei unveränderten Maschinenparametern durchgeführt, da schon kleinste Abweichungen z. B. der Formstoffmischung oder des Maschinendrucks verhältnismäßig große Auswirkungen auf die gemessenen Werte haben.

Dies wird speziell an den Druckkurven für die Kerne deutlich, die durch Einsieben hergestellt wurden. Hier sind die auftretenden Streuungen besonders groß. Es wird davon ausgegangen, dass der sehr lose eingebrachte Formsand sich schon bei kleinsten Erschütterungen stellenweise verdichtet und die Annahme einer über den gesamten Kern konstanten Porosität nur eine grobe Näherung darstellt. Die stellenweise geringere Porosität wirkt sich direkt auf den Staudruck aus, der entsprechend ansteigt.

7.3 Optimierung Wassermantelkern

Um die Übertragbarkeit der Parameter auch auf komplexe Geometrien nachzuweisen, wurden der Schieß- und der Begasungsvorgang für den in Abbildung 7-6 dargestellten Wassermantelkern eines Versuchsmotorblocks simuliert.

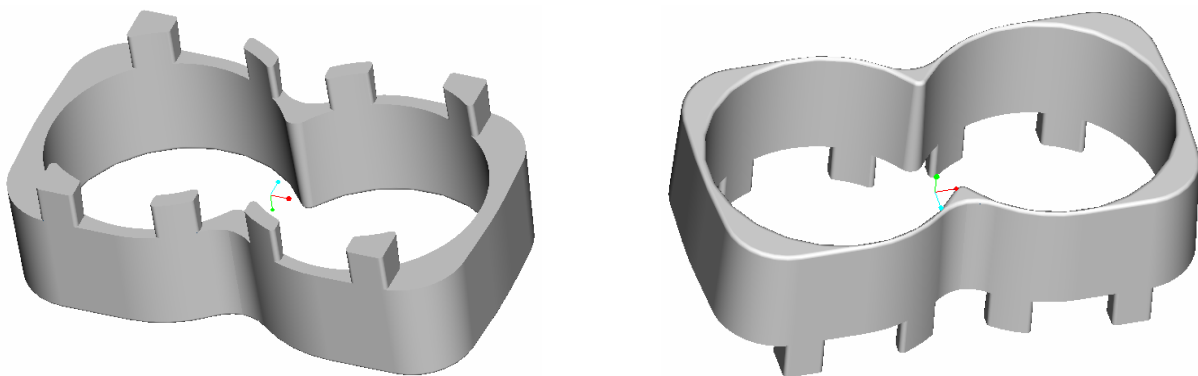


Abbildung 7-6: Wassermantelkern für einen Versuchsmotorblock

Der Kern hat die Abmessungen $l \times b \times h = 220 \times 120 \times 75$ mm. Die Wandstärke beträgt an der dünnsten Stelle ca. 3 mm, an der dicksten etwa 18 mm. Das Gesamtvolumen liegt bei $0,33 \text{ dm}^3$.

Es wurde ein Cold-Box-Formstoff, der aus einem Sand F32 mit je 0,8 % Harz und Härter hergestellt wurde, verwendet ($\eta_{\text{rel}} = 0,1016$). Die Aushärtung erfolgte durch anschließendes Begasen mit Amin.

In den durchgeführten Berechnungen können für die dynamische Viskosität (Kapitel 5.2 und Kapitel 7.1) und für den Strömungswiderstand (Kapitel 5.3 und Kapitel 7.2) die durch Abgleich mit Versuchen hergeleiteten Parameter verwendet werden, da die entsprechenden Versuche und Simulationen auch mit dem zur Herstellung des Wassermantelkerns eingesetzten Formstoff durchgeführt wurden.

Für die Berechnungen wurde die Symmetrie des Kerns ausgenutzt. Der Füll- und der Begasungsvorgang wurden nur für ein Viertel des Systems mit entsprechenden Symmetrierandbedingungen an den Rändern simuliert.

Für die Ergebnisdarstellung des Schießvorgangs wurde der berechnete Teil des Kerns gespiegelt, so dass die komplette Geometrie dargestellt wird. Dies war bei der Darstellung der Simulationsergebnisse des Begasungsvorgangs aus programmtechnischen Gründen leider nicht möglich, so dass hier lediglich das berechnete Viertel gezeigt wird.

7.3.1 Simulation Ausgangszustand

An der Unterseite des Kernkastens befinden sich in den Ecken je zwei Entlüftungsdüsen mit einem Durchmesser von jeweils 8 mm. In den Seitenmitten der Längsseiten wird der Kernkasten über je eine Entlüftungsdüse mit einem Durchmesser von 6 mm entlüftet (Abbildung 7-7).

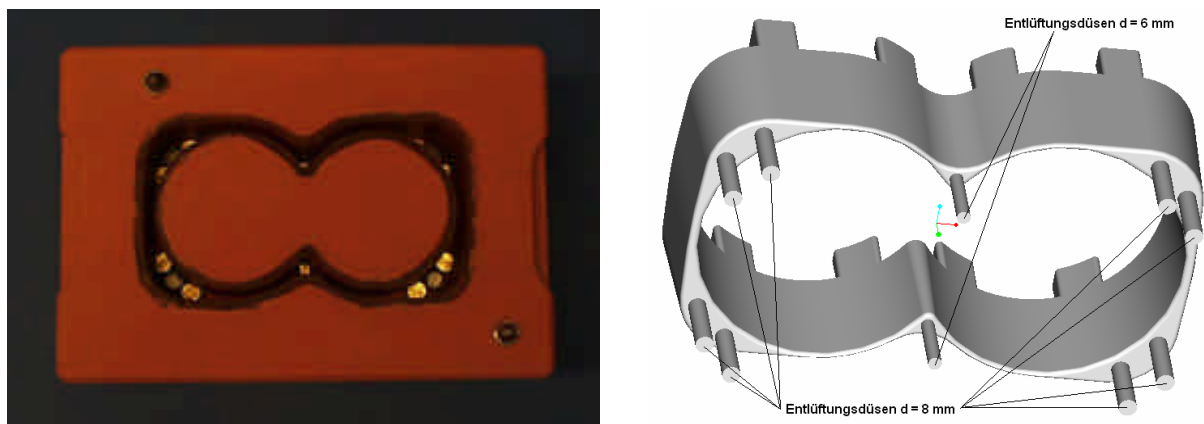


Abbildung 7-7: Kernkastenentlüftung (rechts: Kernkasten, links: CAD)

Zur Beschreibung eines Viertels der Geometrie in Flow-3D® waren insgesamt 82.080 Zellen erforderlich.

7.3.1.1 Schießvorgang

Es wurde ein Schießdruck von 6 bar angenommen. Der Füllvorgang über der Zeit ist in den Abbildungen 7-8 a bis h dargestellt: Rot dargestellte Bereiche sind zu 60 % mit Formstoff und zu 40 % mit Luft gefüllt. Dies entspricht einer guten Verdichtung. Die blau dargestellten Bereiche konnten nicht mit Formstoff gefüllt werden, hier beträgt der Luftanteil 100 %.

Es ist zu erkennen, dass sich der Kernkasten bis ca. 0,6 Sekunden verhältnismäßig schnell füllt. Danach hat die Verlängerung der Schießzeit nur noch unwesentlichen Einfluss.

Insgesamt ist die Füllung des Kernkastens, wie die Simulation zeigt, sehr unvollständig. An den kurzen Seiten wird nur eine unzureichende Verdichtung (grün) bzw. keine Füllung (blau) erreicht. An den oberen Kanten ist die Verdichtung nicht ausreichend. Die kritischen Stellen sind in Abbildung 7-8 h markiert.

Die Simulation der vorgegebenen Schießdauer von 2,0 Sekunden dauerte insgesamt ca. 29 Stunden. Die Berechnung des entscheidenden Zeitraums (bis 0,6 Sekunden) war nach lediglich 10 Stunden abgeschlossen. (Anmerkung: Für die Berechnungen wurde der in Kapitel 3 bereits erwähnte und zu Beginn der Arbeiten handelsübliche Dual Pentium III mit 866 MHz und 1 GB Arbeitsspeicher eingesetzt. Zum heutigen Zeitpunkt sind wesentlich schnellere Rechner mit deutlich größerem Arbeitsspeicher Stand der Technik. Darüber hinaus ist es möglich geworden, mehrere Rechner zu vernetzen und mit einer Multi-Prozessor-Lizenz den Vorgang zusätzlich erheblich zu beschleunigen.)

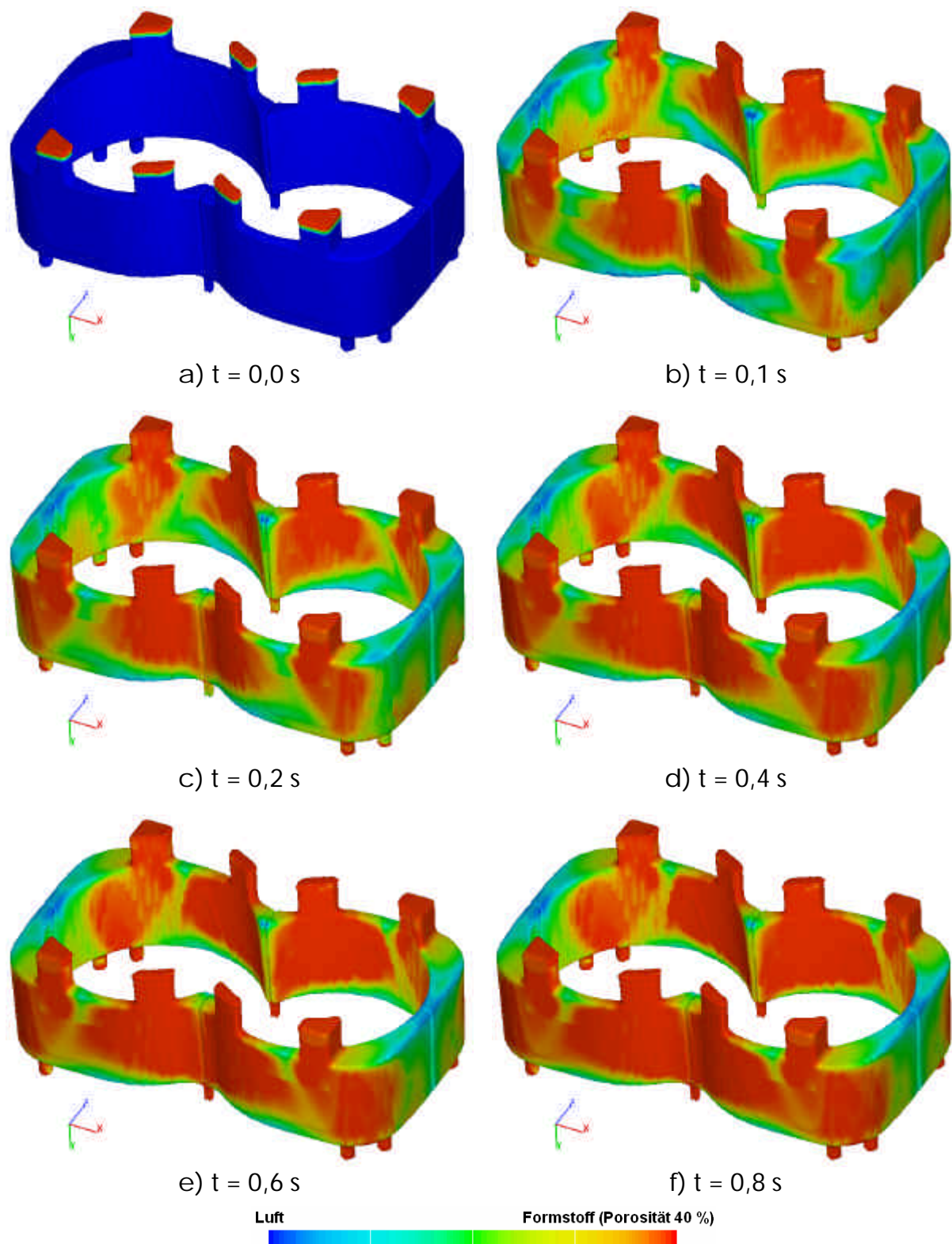


Abbildung 7-8 a-f: Kernkastenfüllung über der Zeit (Ausgangszustand)

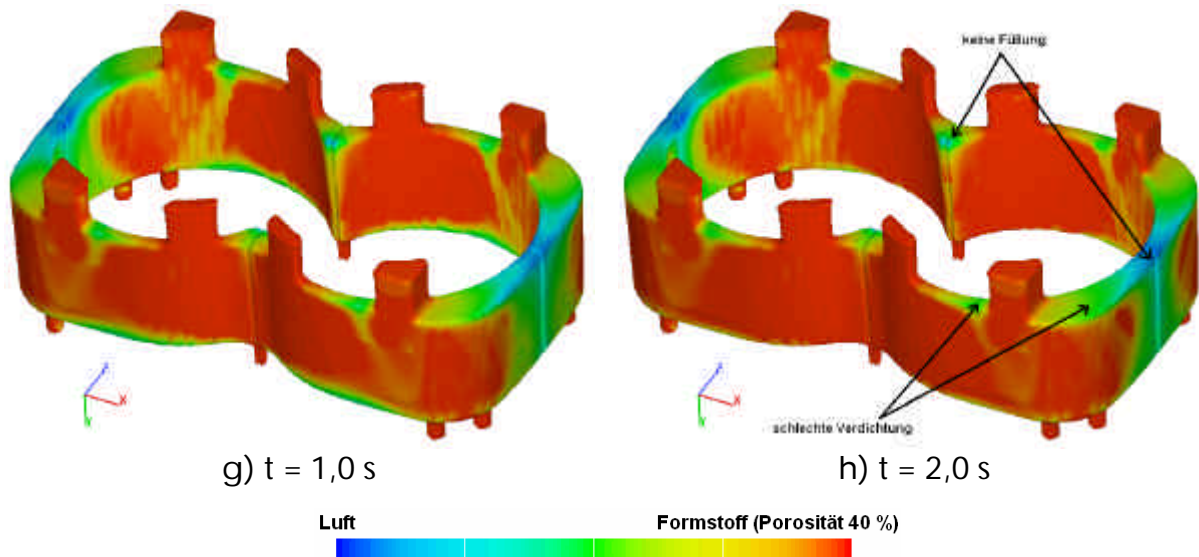


Abbildung 7-8 g-h: Kernkastenfüllung über der Zeit (Ausgangszustand)

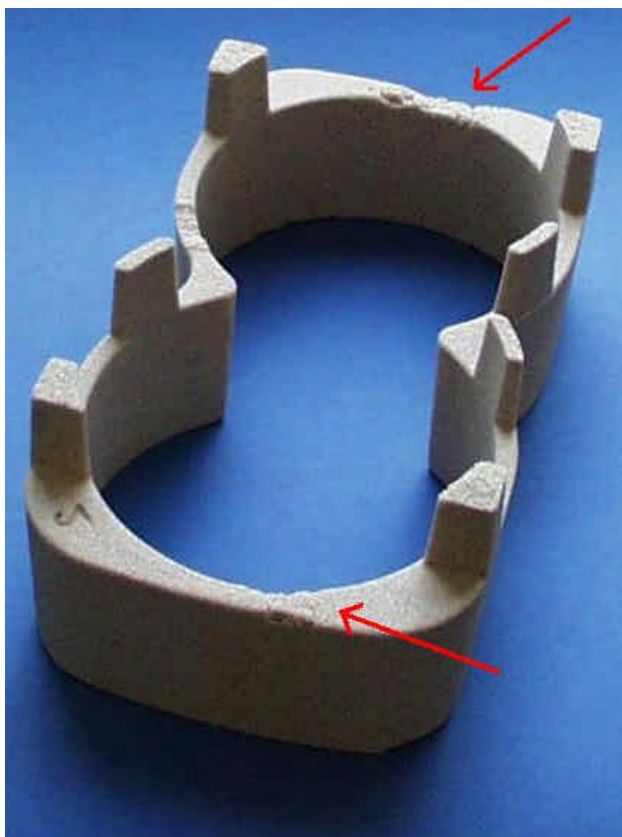


Abbildung 7-9 zeigt den real geschossenen Wassermantelkern. Die Fehlstellen (rote Pfeile) sind gut zu erkennen. Auch kann in den darunterliegenden Bereichen eine leicht erhöhte Porosität festgestellt werden. Insgesamt sind die Füllung und die Verdichtung des Kerns an den kurzen Seiten etwas besser als nach der Simulation erwartet. Mögliche Ursachen und Vorschläge, um die Übereinstimmung von Simulation und Realität weiter zu erhöhen werden in den Kapiteln 8.1.2 und 8.2 aufgezeigt.

Abbildung 7-9: Geschossener Wassermantelkern (6 bar)

7.3.1.2 Begasungs- und Spülvorgang

Für die Begasung wurde das in Abbildung 7-10 dargestellte Begasungsprofil verwendet.

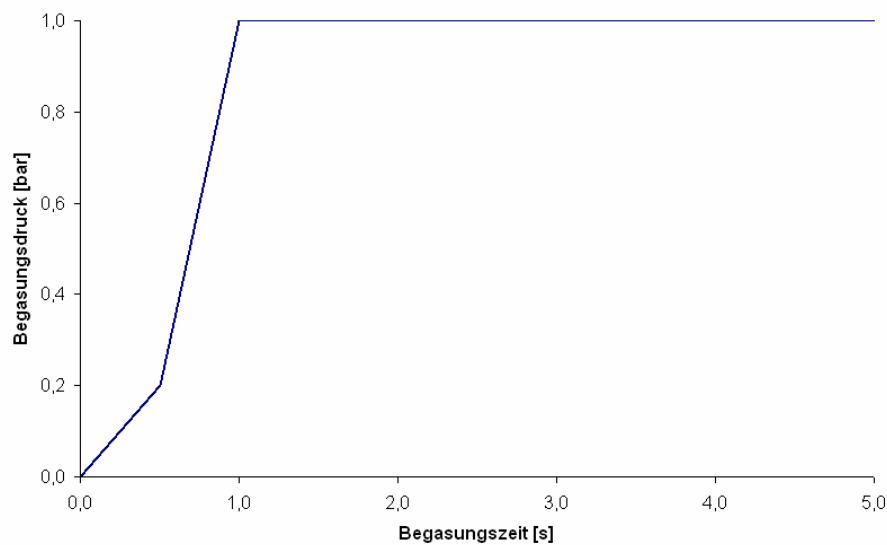


Abbildung 7-10: Begasungsdruck über der Zeit

Die Porosität wurde konstant mit 40 % angenommen. Zur Beschreibung des Strömungswiderstandes wurde der in Kapitel 7.2 ermittelte Wert (trotz der geringfügigen Abweichung der Porosität) gewählt.

Es wurde das gleiche Netz verwendet, wie für die Simulation des Schießvorgangs. Die Rechenzeiten waren für die Simulation des Begasungs- und des Spülvorgangs aber erheblich kürzer. So konnte die Simulation des Begasungsvorgangs in vier Stunden (Begasungsdauer: 4,0 Sekunden), die des Spülvorgangs in zwei Stunden (Spüldauer: 2,0 Sekunden) abgeschlossen werden.

Die Abbildungen 7-11 a bis l zeigen verschiedene Zeitschritte des Begasungsvorgangs. Noch nicht ausgehärteter Formstoff ist blau dargestellt, die roten Gebiete sind von Gas durchströmt und somit ausgehärtet.

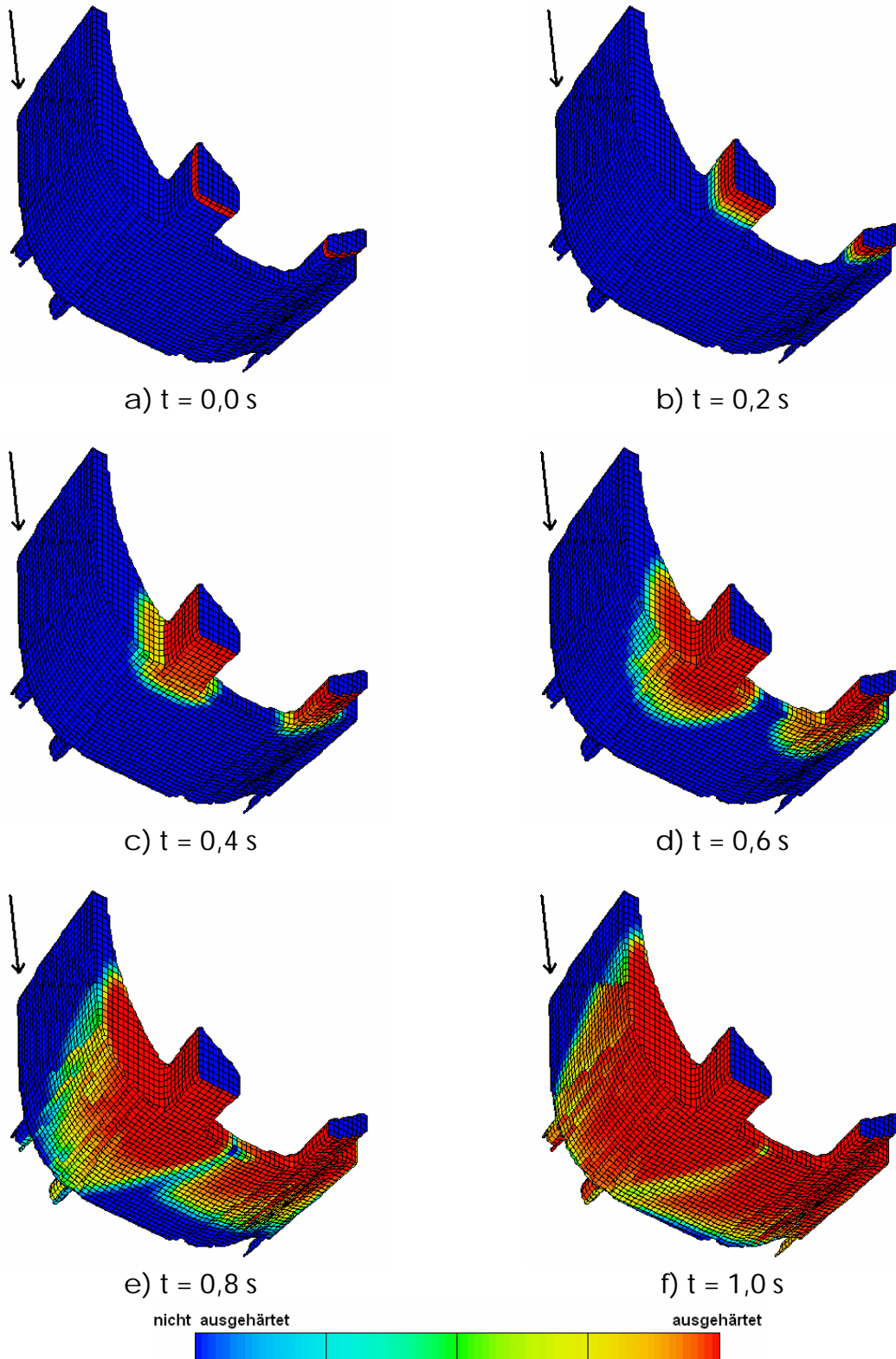


Abbildung 7-11 a-f: Begasungsvorgang über der Zeit (Ausgangszustand)

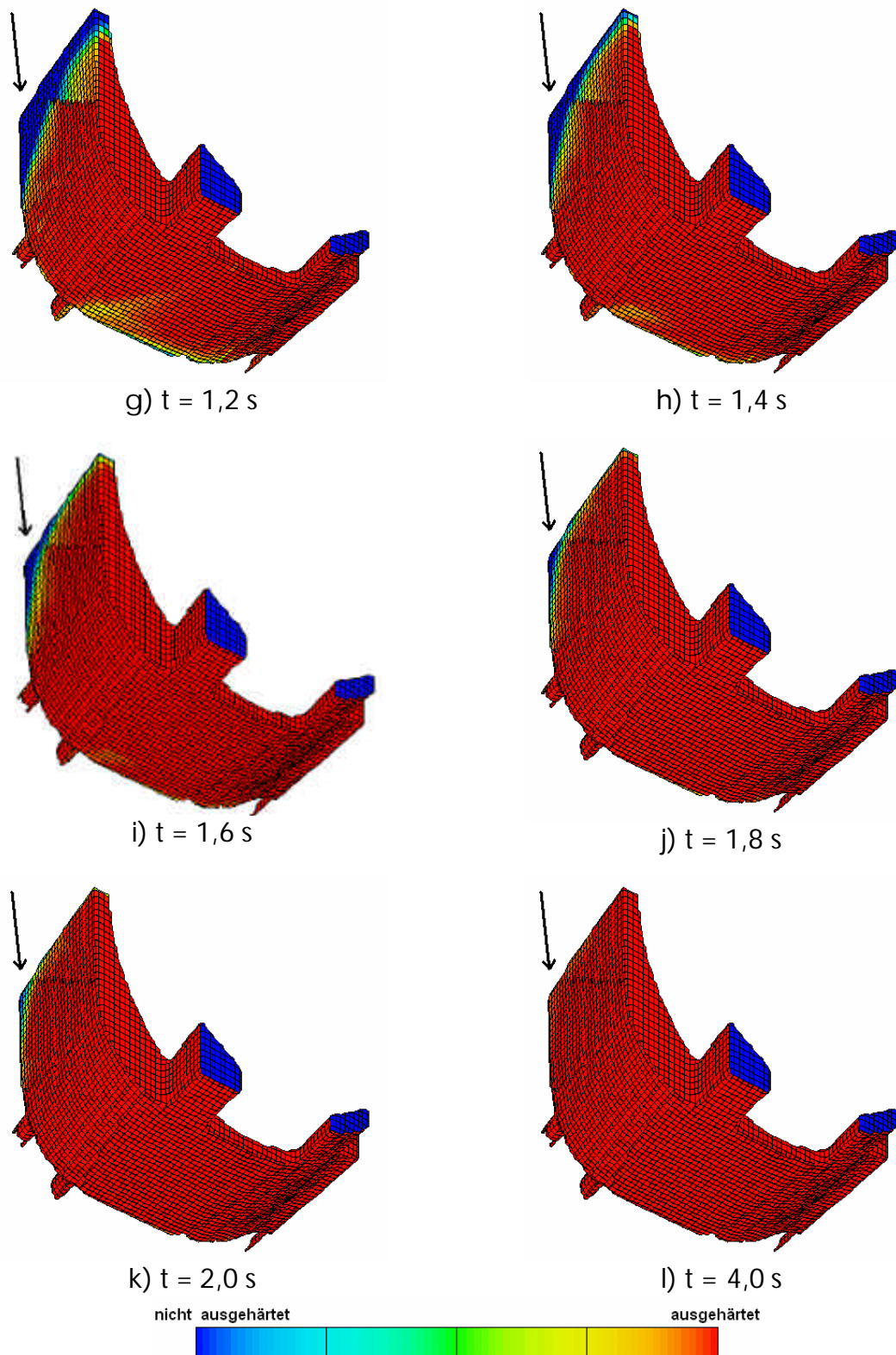


Abbildung 7-11 g-l: Begasungsvorgang über der Zeit (Ausgangszustand)

Insgesamt geht die Begasung sehr schnell, lediglich die in den Abbildungen 7-11 markierte Ecke härtet schlecht aus. Dadurch verlängert sich der Vorgang von 2,0 auf insgesamt 4,0 Sekunden.

Für den anschließenden Spülvorgang wird ein konstanter Druck von 2,0 bar angenommen. Der Endzustand der Begasung (Zeit = 4,0 Sekunden) wird als Ausgangsbedingung gewählt.

Auch dieser Vorgang geht, bis auf die Ecke, die schon schlecht ausgehärtet werden konnte, sehr schnell. Das Spülen dieser Ecke verlängert die insgesamt benötigte Zeit wiederum erheblich (Abbildung 7-12).

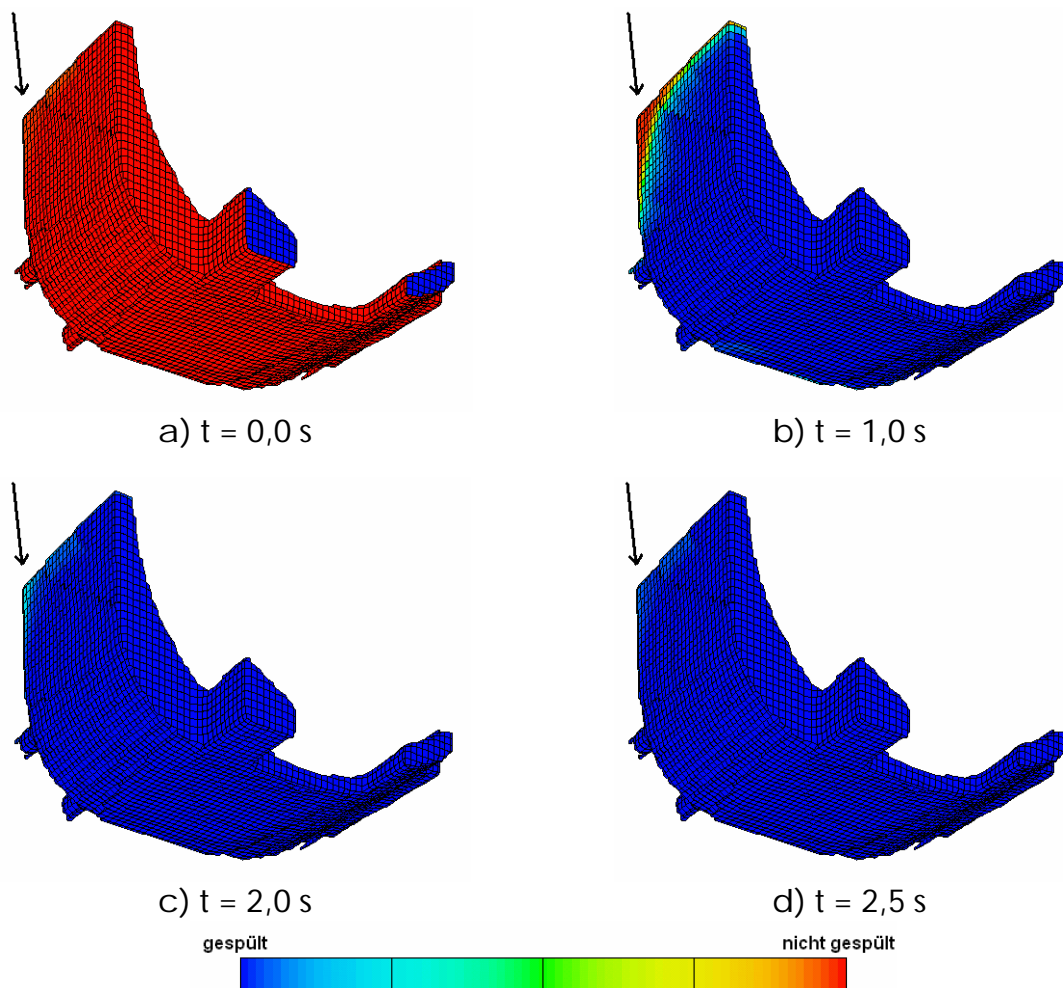


Abbildung 7-12 a-d: Spülvorgang über der Zeit (Ausgangszustand)

Im Gegensatz zum Begasungsvorgang, hier zeigt die Rotfärbung, dass die Geometrie vom Aushärtungsgas durchströmt worden ist, zeigt die Blaufärbung beim Spülvorgang, dass das noch im Kern vorhandene Gas entfernt wurde.

7.3.2 Simulation optimierte Variante

7.3.2.1 Schießvorgang

In einer ersten Optimierungsschleife wurden zusätzliche Entlüftungsdüsen an den Stellen gesetzt, die in der Simulation eine schlechte bzw. gar keine Füllung aufwiesen (Abbildung 7-13 links).

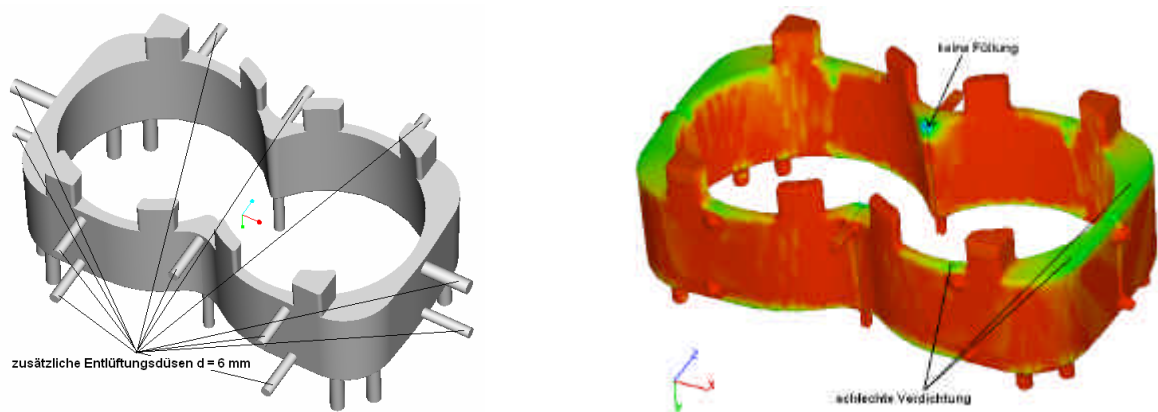


Abbildung 7-13: Optimierte Entlüftung (links) und Kernkastenfüllung (rechts)

Mit dieser verbesserten Entlüftung wurde eine Schießsimulation durchgeführt, die aber nach einer Schießzeit von 1,0 Sekunden abgebrochen wurde, da die Füllung weiterhin nicht optimal war. So konnten die Ecken in der Mitte des Kernkastens immer noch nicht gefüllt werden. Ebenso zeigte sich weiterhin eine schlechte Verdichtung an den oberen Kanten (Abbildung 7-13 rechts). Daraufhin wurden in einer zweiten Optimierungsschleife neben den Entlüf-

tungsdüsen auch die Einschussöffnungen verändert. Abbildung 7-14 zeigt die für die zweite Optimierungsberechnung verwendete Geometrie.

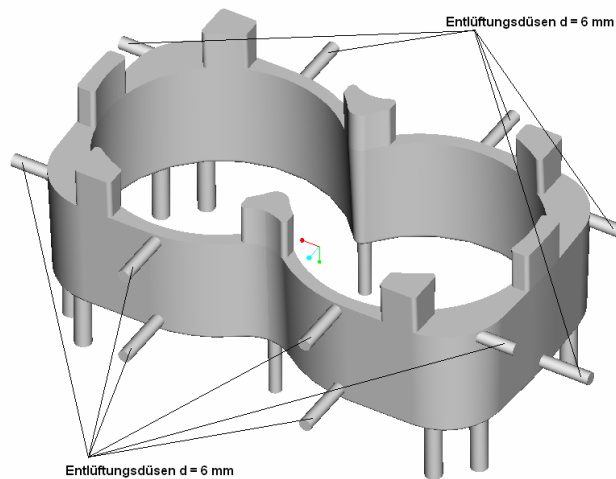


Abbildung 7-14: Optimierte Einschuss- und Entlüftungsanordnung

Die Auslegung der Einschuss- und Entlüftungsgeometrie erfolgt anhand des Schießvorgangs, da für einen dichten Kern die vollständige Füllung mit Formstoff die wichtigste Voraussetzung ist. Der Begasungsvorgang spielt folglich eine untergeordnete Rolle.

Der Füllvorgang ist in den Abbildungen 7-15 a bis h dargestellt. Bis ca. 0,4 Sekunden füllt der Kernkasten sich verhältnismäßig schnell, danach verlangsamt sich der Füllprozess und der bereits im Kernkasten befindliche Formstoff wird noch etwas verdichtet (äußere Flächen).

Die schlechteste Verdichtung wird wiederum an den oberen Kanten, insbesondere an den inneren Ecken erreicht.

Da jetzt auch an den Seiten Entlüftungsdüsen mitmodelliert werden mussten, vergrößerte sich das zu vernetzende Gebiet geringfügig, was eine Erhöhung der Zellen auf insgesamt 95.480 zur Folge hatte. Die Simulation des Schießvorgangs dauerte sechs Stunden (Schießdauer: 0,4 Sekunden) bzw. 30 Stunden (Schießdauer: 2,0 Sekunden).

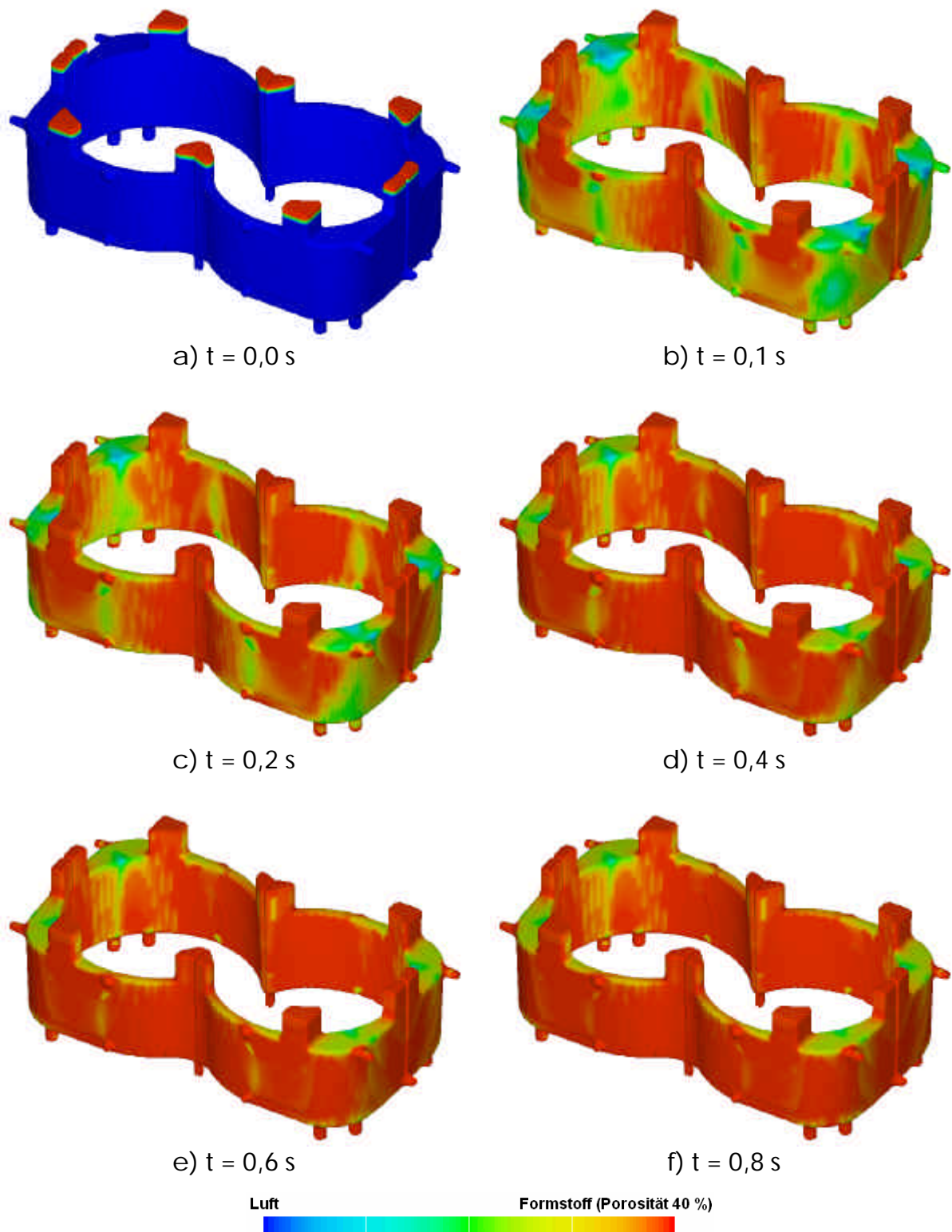


Abbildung 7-15 a-f: Kernkastenfüllung über der Zeit (optimierte Variante)

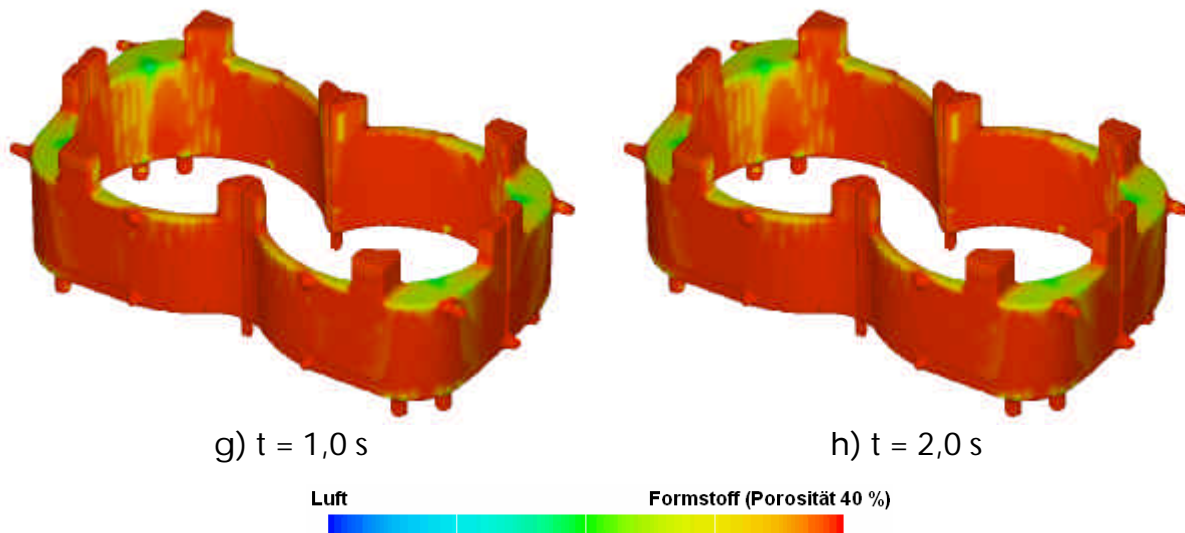


Abbildung 7-15 g-h: Kernkastenfüllung über der Zeit (optimierte Variante)

Die oberen Bereiche sind sowohl in der Realität als auch in der Simulation die kritischsten, da der Formstoff aufgrund der Schwerkraft immer nach unten absackt. Dieses Phänomen ist in der Simulation aufgrund der Definition des Formstoffes als ein Fluid stärker ausgeprägt, da eine Verdichtung theoretisch bis auf 100 % Formstoff stattfinden kann. Es sind daher weitergehende Untersuchungen erforderlich, um definitiv Aussagen über den Grad der Verdichtung an den oberen Geometriebereichen machen zu können.

Insgesamt kann aufgrund der veränderten Anordnung von Einschussöffnungen und Entlüftungsdüsen eine wesentlich bessere Füllung als für die Ausgangsvariante erreicht werden. Lediglich in den oberen Bereichen ist die Verdichtung weiterhin nicht optimal. Diese Stellen sind jedoch wesentlich kleiner als bei dem Ausgangsmodell. Auch weist die leicht orange Färbung auf eine geringere Porosität hin.

7.3.2.2 Begasungs- und Spülvorgang

Die Abbildungen 7-16 a bis k zeigen den Begasungs-, die Abbildungen 7-17 a bis f den Spülvorgang des optimierten Wassermantelkerns.

Auch hier ist der Einfluss der optimierten Entlüftung ebenfalls deutlich zu erkennen: Der Zeitraum für beide Verfahren zusammen kann von 6,5 Sekunden (Ausgangszustand) auf 3,0 Sekunden (optimierte Variante) reduziert werden. Dies entspricht einer Verringerung der Zeit um über 50 %!

In diesem Zusammenhang ist aber nicht nur die schnellere Herstellung des Kerns insgesamt erwähnenswert. Durch die Reduzierung des Begasungsvorgangs von 4,0 Sekunden (Ausgangszustand) auf 2,0 Sekunden (optimierte Variante) kann auch eine erhebliche Menge an Amin eingespart werden, was nicht nur eine weitere Reduzierung der Kosten, sondern auch eine erhebliche Verringerung der Umweltbelastungen mit sich bringt.

Für die Begasungs- und Spülsimulation wurde wieder das gleiche Netz verwendet wie für die Simulation des Schießvorgangs. Die Berechnung des Begasungsvorgangs dauerte, aufgrund der besseren Entlüftung und der somit kürzeren Begasungsdauer zwei Stunden (Begasungsdauer: 2,0 Sekunden), die des Spülvorgangs eine Stunde (Spüldauer: 1,0 Sekunden).

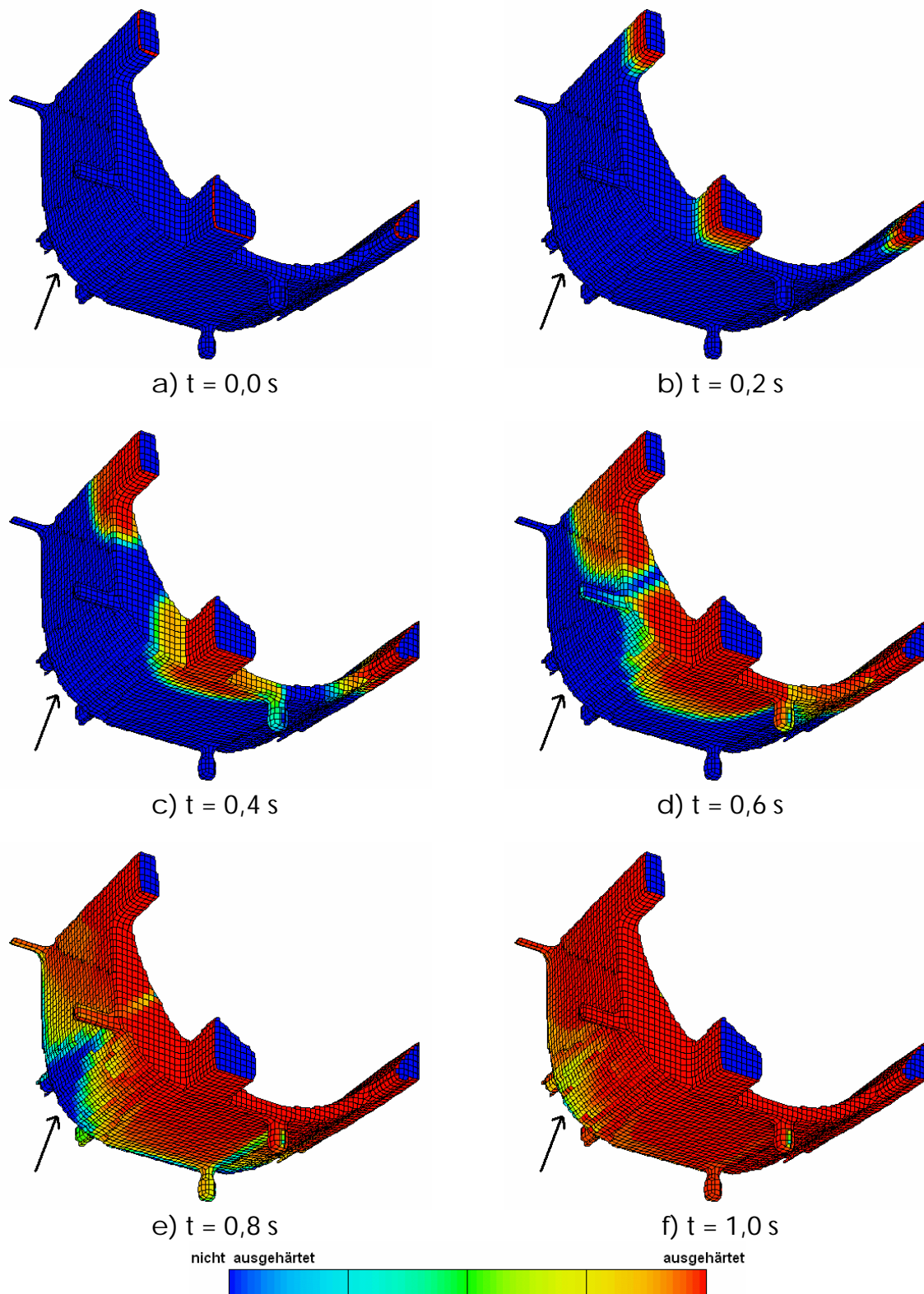


Abbildung 7-16 a-f: Begasungsvorgang über der Zeit (optimierte Variante)

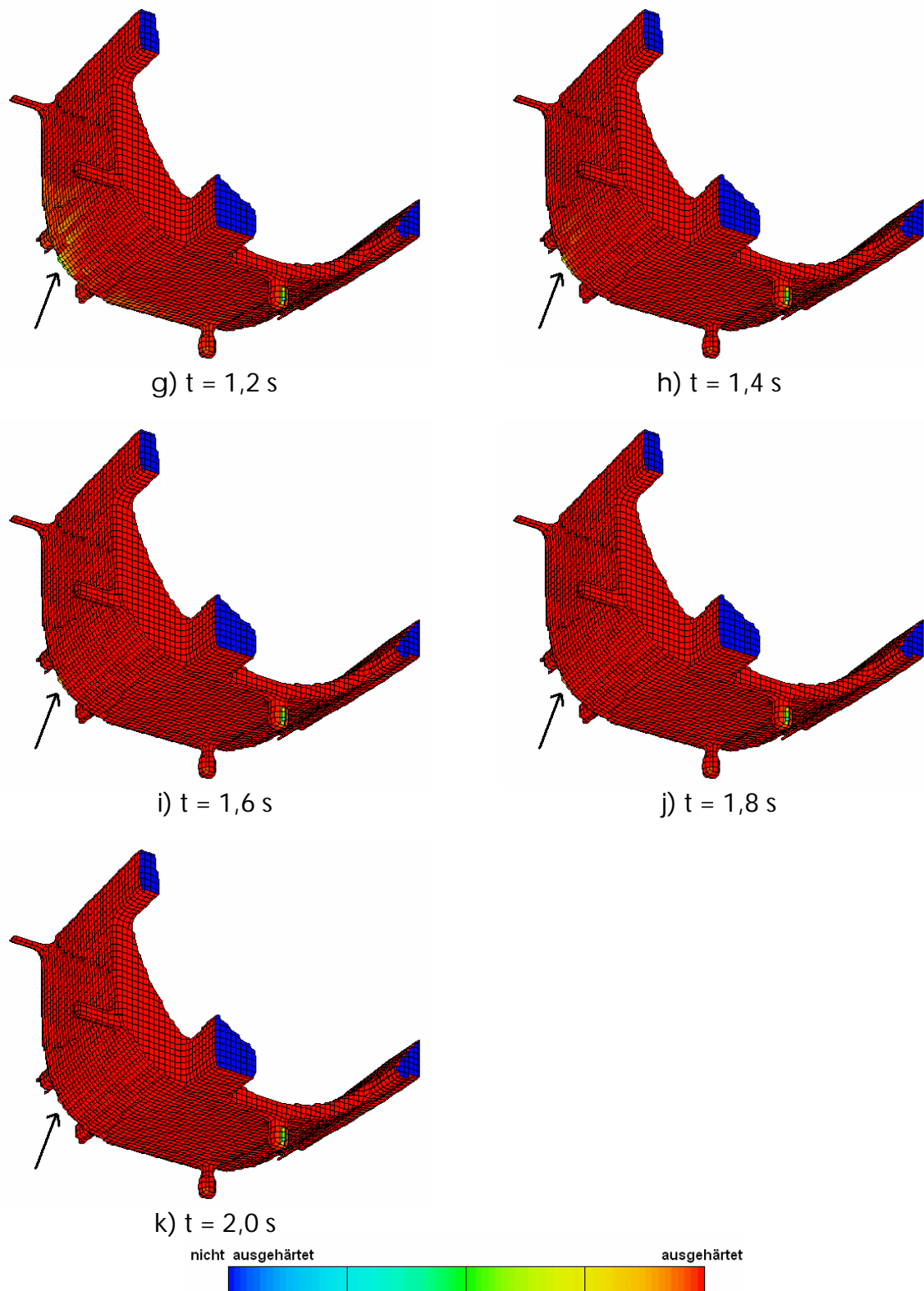


Abbildung 7-16 g-k: Begasungsvorgang über der Zeit (optimierte Variante)

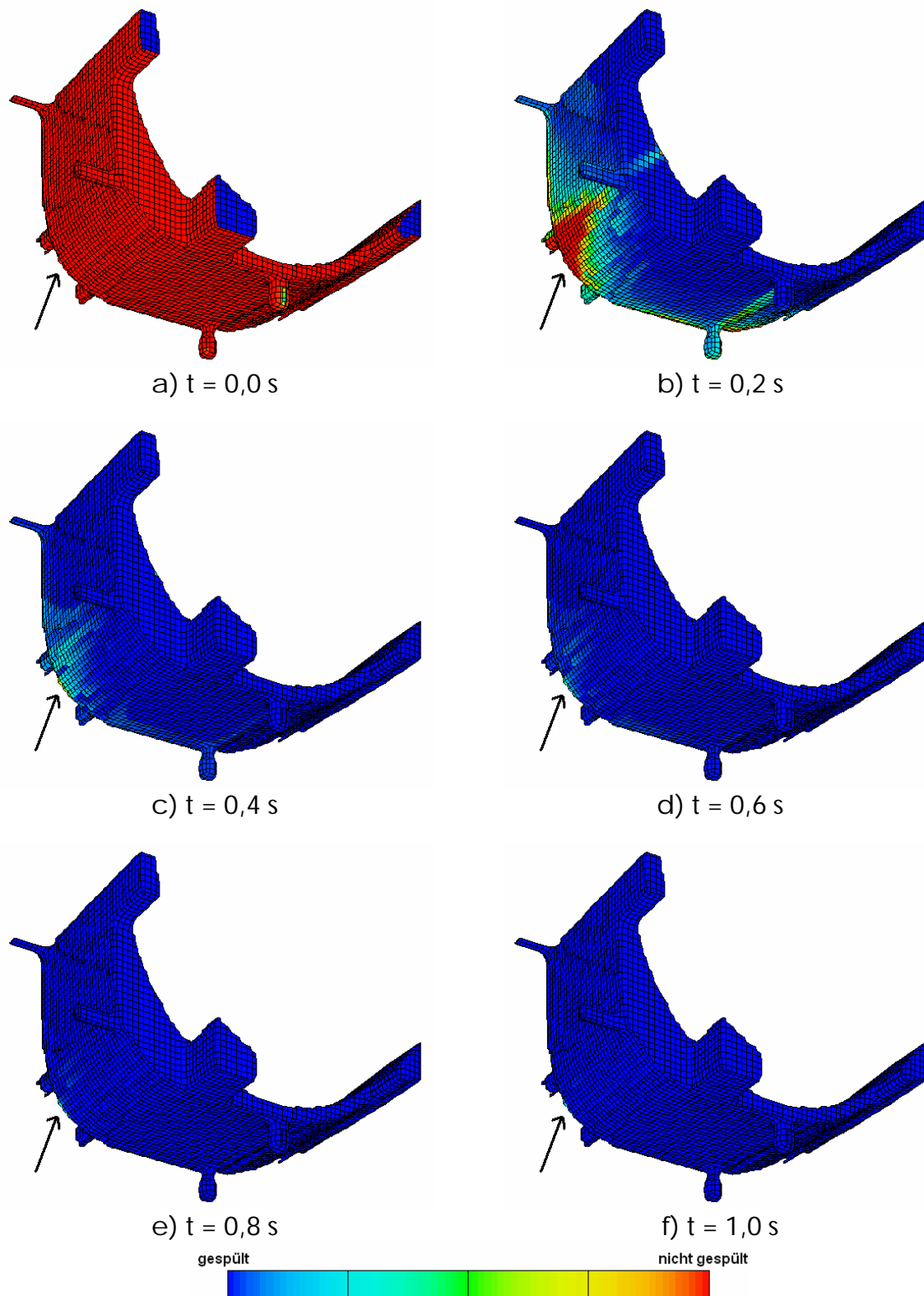


Abbildung 7-17 a-f: Spülvorgang über der Zeit (optimierte Variante)

8 Schlussfolgerungen und Ausblick

8.1 Schlussfolgerungen

Die Arbeiten wurden mit der Fragestellung begonnen, ob es überhaupt möglich ist, die bei der Kernherstellung auftretenden Strömungsvorgänge mit handelsüblicher CFD-Software dreidimensional in akzeptablen Rechenzeiten zu simulieren. Besonders groß war die Problematik für die Simulation des Kernschießprozesses, da der Formstoff hierfür als ein Fluid definiert werden musste, was nicht der physikalischen Realität entspricht. Für den Begasungsvorgang wurde bereits zu Beginn der Arbeiten angenommen, dass die mathematische Beschreibung möglich ist, da hierfür ein bereits im Programm enthaltenes Modell eingesetzt werden sollte.

Erste Berechnungen zeigten schnell, dass beide Prozesse gut wiedergegeben werden können. Vom heutigen Stand aus kann sogar gesagt werden, dass, speziell für das Kernschießverfahren, nahezu alle Faktoren, die einen Einfluss auf die Herstellung des Kerns haben (Abbildung 4-2), in der Simulation – direkt oder zumindest indirekt – berücksichtigt werden können. Dies ist insbesondere dadurch möglich, dass eine zuverlässige Methode erarbeitet wurde, um Aussagen über die Fließfähigkeit und somit die Verarbeitbarkeit von Formstoffen machen zu können. In diesen Wert fließen die Kenngrößen des eingesetzten Sandes (Kornform, Korngröße, Altsandanteil etc.), die des verwendeten Binders (Art, Menge) aber auch solche, die im Regelfall weniger Beachtung finden, wie Temperatur, Luftfeuchtigkeit oder auch der Zustand des Mixers, mit ein. So wird eine erhöhte Temperatur bzw. Feuchtigkeit zu einem erhöhten Wert für die relative Viskosität führen, was wiederum auf schlechtere

Fließfähigkeit schließen lässt. Ebenso wird es möglich sein, bei Messungen der relativen Viskosität den Einfluss schlechter Durchmischung nachzuweisen.

Faktoren wie Schieß- und Begasungsdruck und -zeit werden als Randbedingung in der Berechnung direkt vorgegeben und können auch über die Zeit als veränderlich berücksichtigt werden.

Durch die einfache Beschreibung des Kerns in der Software ist es möglich, nahezu jede Geometrie abzubilden. Ebenso können Einschuss- und Entlüftungsöffnungen einfach definiert und ohne großen Aufwand an anderen Stellen angebracht werden.

Bezüglich des Begasungsvorgangs ist es bei der Ergebnisauswertung sogar möglich, die Dauer des Vorhandenseins von Gas in einer Zelle zu bestimmen und somit nicht nur zu gewährleisten, dass der Kern komplett durchströmt, sondern auch vollständig ausgehärtet wird.

Nicht berücksichtigt werden kann in der Simulation die Menge an Amin, die für die vollständige Aushärtung erforderlich ist. Dies würde nicht nur die rechnerische Berücksichtigung von auftretender Kondensation sondern auch eine Simulation der Aushärtungsreaktion erforderlich machen, was den Zeitaufwand erheblich steigern würde. Diese Problematik war zudem nicht Bestandteil der im Rahmen dieser Arbeit durchgeführten Untersuchungen.

Nachfolgend werden die Ergebnisse der Experimente noch einmal kurz zusammengefasst. Außerdem werden einige Anregungen für weitergehende Untersuchungen gegeben.

Ebenso werden die durchgeführten Simulationen dargestellt und kurz diskutiert. Auch hier wird ein mögliches weiteres Vorgehen aufgezeigt. Die hierfür getroffenen Annahmen und die damit verbundenen Problematiken werden noch einmal ausführlich erläutert.

8.1.1 Experimentelle Arbeiten

Die in dieser Arbeit vorgestellten Verfahren liefern nicht nur die für die Simulation erforderlichen Parameter, auch für die alltägliche Praxis sind sie von Bedeutung.

Zu den einzelnen Verfahren kann zusammenfassend gesagt werden:

➤ Bestimmung der Porosität:

Mit der vorgestellten Methode kann die Porosität (Packungsdichte) in einzelnen Bereichen von Kernen bestimmt werden. Es ist möglich, auch erhöhte Porosität, die mit bloßem Auge nicht zu erkennen ist, nachzuweisen.

Der Einsatz des Verfahrens wäre bereits vor der Einführung eines neuen Kerns in der Produktion sinnvoll, um zu zeigen, dass dieser überall gleichmäßig und gut verdichtet ist. Aber auch, wenn es zum Eindringen von flüssigem Metall und somit zu Gussstücken, die aufwendig bearbeitet werden müssen oder zu Kernbruch kommt, kann belegt werden, dass dies auf schlechter Verdichtung des Kerns an einzelnen Stellen beruht.

Im Hinblick auf die Simulation ist weiterhin von Interesse, wie sich verschiedene Sande, Binder und vor allem Schießdrücke auf die Packungsdichte auswirken. Diese Kenngröße ist sowohl für den Schieß- als auch für den anschließenden Begasungsprozess von Bedeutung. Es empfiehlt sich, diese Untersuchungen an einem komplexen Kern (z. B. Differentialgehäusekern) durchzuführen, da unterschiedliche Porosität in einzelnen Bereichen sowohl in der Simulation als auch im Versuch sehr gut deutlich gemacht werden kann.

➤ Messung der relativen Viskosität von Formstoffen:

Durch die Messung der relativen Viskosität kann die Fließfähigkeit unterschiedlichster Sand-Binder-Systeme miteinander verglichen werden. Es ist direkt möglich, Aussagen über die Verarbeitbarkeit zu machen. Der große Vorteil des Verfahrens ist, dass es wenig aufwendig und gut reproduzierbar ist. Außerdem ist die Anzahl an möglichen Fehlerquellen sehr gering.

Die vorliegenden Messungen wurden alle mit 100 % Neusand durchgeführt. Für die Simulation realer Kerne wäre der entsprechende Altsandanteil bei der Mischung des Formstoffes im Labor zu berücksichtigen. Darüber hinaus ließe sich durch die Messung der relativen Viskosität eines mit Altsand hergestellten Formstoffes eine Aussage über die Veränderung der Verarbeitbarkeit gegenüber eines Formstoffes machen, der vollständig aus Neusand besteht.

Ebenso ist es möglich, den Einfluss der Temperatur auf die Fließfähigkeit zu bestimmen. Hierzu ist lediglich der Sand zu erwärmen bzw. abzukühlen, bevor er mit dem Binder vermischt und für die Messung eingesetzt wird.

➤ Bestimmung des Strömungswiderstandes:

Es hat sich gezeigt, dass der Strömungswiderstand für einen Resol/CO₂-Formstoff durch den Härtungsvorgang ansteigt. Für den Cold-Box-Formstoff konnte dies nicht nachgewiesen werden.

In diesem Zusammenhang sind weitere Untersuchungen mit verschiedenen Binder-Systemen empfehlenswert, die mit praxisüblichen Drücken durchgeführt werden, um direkt auf die Simulation übertragbare Werte für den Strömungswiderstand und die Abhängigkeit vom Aushärtungszustand zu bekommen.

8.1.2 Simulationsergebnisse

Die durchgeführten Simulationen haben gezeigt, dass die Strömungsvorgänge beim Kernschießen und Begasen nicht nur prinzipiell wiedergegeben werden können, sondern dass es auch möglich ist, formstoffspezifische Werte zu berücksichtigen. Dies ist auch erforderlich, wie die Schießversuche und die Simulationen mit dem vom IfG – Institut für Gießereitechnik gGmbH, Düsseldorf, entwickelten Versuchskernkasten gezeigt haben.

Auch bei der Simulation des Begasungsvorgangs können die Porosität und der Strömungswiderstand des Formstoffes ebenso wie die Viskosität und die Dichte des eingesetzten Gases stoffabhängig berücksichtigt werden.

Die Übertragung der erarbeiteten Parameter auf die reale Geometrie des Wassermantelkerns zeigt gute Übereinstimmung mit den Simulationsergebnissen. Bereiche, die sich schlecht bzw. gar nicht füllen, sind in der Simulation genauso zu finden wie in der Realität (Abbildung 8-1 und Abbildung 8-2).

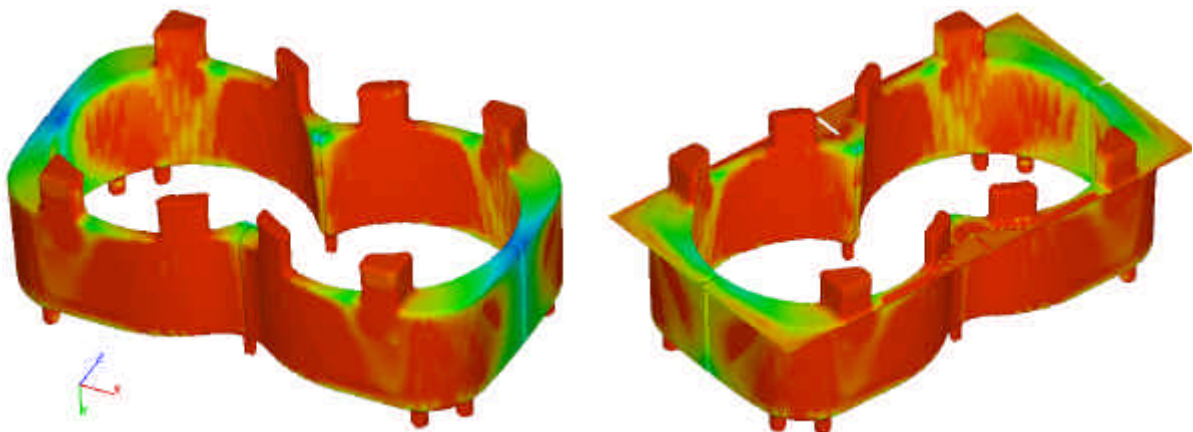
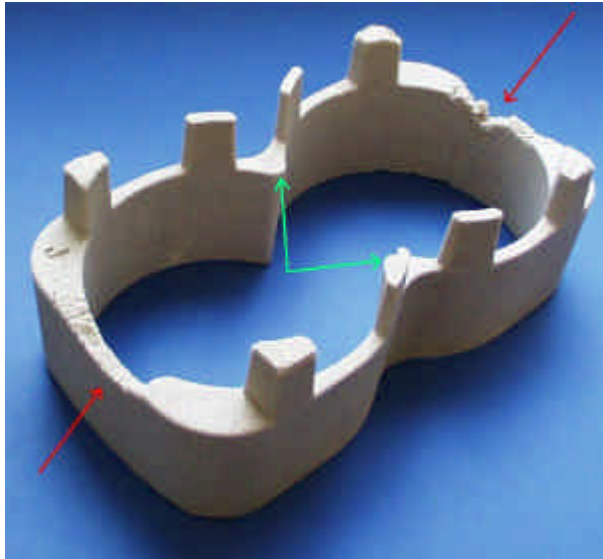


Abbildung 8-1: Simulationen des Wassermantelkerns (links: Ausgangszustand, rechts: zusätzliche Entlüftung über die Teilungsebene)



a) Schießdruck 2 bar mit Entlüftung



b) Schießdruck 4 bar mit Entlüftung



c) Schießdruck 6 bar mit Entlüftung



d) Schießdruck 4 bar ohne Entlüftung

Abbildung 8-2: Geschossene Wassermantelkerne

Bei einem Schießdruck von 2 bar sind die nicht bzw. schlecht gefüllten Bereiche bereits mit bloßem Auge deutlich zu erkennen. So hat sich der Kernkasten an den kurzen Seiten in der Mitte oben, wie erwartet, überhaupt nicht gefüllt (rote Pfeile). Die erhöhte Porosität in den darunterliegenden Bereichen ist ebenfalls offensichtlich. Auch die schlechte Ausbildung der inneren Ecken (grüne Pfeile) kann wiedergefunden werden.

Mit zunehmendem Schießdruck füllt sich der Kernkasten besser, die Fehlstellen an den kurzen Seiten verringern sich, lassen sich aber nicht völlig vermeiden. Auch die erhöhte Porosität bleibt, in geringerem Ausmaß, erhalten.

Da sich der Kernkasten insgesamt besser gefüllt hat als nach der Simulation erwartet, wurde in einer weiteren Berechnung eine zusätzliche Entlüftung über die Teilungsebene berücksichtigt (Abbildung 8-1 rechts). Es zeigt sich, dass dies erhebliche Auswirkungen auf die Kernkastenfüllung hat, gerade, weil der betrachtete Kern ein sehr geringes Volumen aufweist.

Für eine Entlüftung, die nicht über die Düsen stattfindet, spricht auch die leicht unsymmetrische Füllung des Kernkastens. So füllt sich dieser an der einen der beiden kurzen Seiten stets zu einem höheren Grad. Auch liegen die nicht gefüllten Stellen etwas außerhalb der Symmetrieebene.

Besonders deutlich wird die Unsymmetrie bei dem Kern, der ohne Entlüftung geschossen wurde (Abbildung 8-2 d). Hier wurden alle Düsen und die Ausstoßer mit Dichtband abgeklebt. Ebenso wurden die Teilungsebene und der Übergang vom Schießkopf zum Kernkasten zusätzlich abgedichtet. Dennoch füllt sich der Kernkasten sehr unsymmetrisch und zu einem recht hohen Anteil. Der Kernkasten konnte aufgrund seiner Symmetrie um 180° gedreht in die Maschine eingesetzt werden. Da die besser bzw. schlechter gefüllten Bereiche immer an den gleichen Stellen im Kernkasten lagen ist davon auszuge-

hen, dass die oben beschriebenen Punkte nicht durch die Maschine sondern vermutlich durch das Material des Kernkastens (Holz) zu begründen sind.

8.1.3 Annahmen in der Simulation und damit verbundene Problematiken

An dieser Stelle werden die wichtigsten für diese Arbeit getroffenen Annahmen zusammengestellt und begründet. Die mit der jeweiligen Annahme verbundene Problematik wird beschrieben. Darüber hinaus werden Möglichkeiten aufgezeigt, die Genauigkeit der Simulationen weiter zu verbessern.

- Für die in dieser Arbeit durchgeführten Kernschießsimulationen wurden konstante Druckrandbedingungen angenommen, deren Wert mit dem an der Maschine eingestellten Druck festgelegt wurde. Hier sind weitergehende Anpassungen zwischen Simulation und Realität erforderlich, da neueste Messungen [14] gezeigt haben, dass der an der Maschine eingestellte Druck wesentlich höher ist als der Druck, der in der Realität im Kernkasten erreicht wird. Zudem wird ein maximaler Druck nur für eine sehr kurze Zeit erreicht, so dass für die Kernschießsimulationen ein zeitabhängiges Druckprofil zu definieren ist, welches schnell auf den Maximalwert ansteigt und dann verhältnismäßig langsam abfällt.
- Die Berücksichtigung des im Vorratsbehälter der Kernschießmaschine befindlichen Formstoffes ist mit dem beschriebenen Modell wirtschaftlich, in einer akzeptablen Rechenzeit mit einem handelsüblichen PC nicht machbar, da durch die Modellierung die Zahl der Zellen und somit die Rechenzeit stark ansteigen würde, was in keinem Verhältnis zum Nutzen steht.

Problematisch wäre hierbei weiterhin, dass der Formstoff als ein Fluid definiert wird. Dies setzt eine gewisse Strömungsgeschwindigkeit des

Formstoffes bzw. des Formstoff-Luft-Gemisches bereits zu Beginn der Simulation voraus. Um die Beschleunigung der einzelnen mit Binder umhüllten Sandkörner zu Beginn des Kernschießvorgangs realitätsnah wiedergeben zu können, wäre ein abweichender mathematischer Ansatz sinnvoller, der die Eigenschaften des Formstoffes als granulares Medium in besonderem Maße berücksichtigt.

- Aus der Definition, dass auf die Simulation des Vorratsbehälters verzichtet wird und dass das einströmende Formstoff-Luft-Gemisch somit bereits zu Beginn der Berechnung eine Anfangsgeschwindigkeit aufweisen muss, resultiert die Problematik, dass das Verhältnis von Formstoff und Luft am Einlass des Kernkastens abgeschätzt werden muss. Hier hat die Annahme von 60% Formstoff und 40% Luft zu guten Ergebnissen geführt. Die messtechnische Bestimmung insbesondere in Abhängigkeit vom auftretenden Druck ist erforderlich, um die Realität in der Simulation wirklichkeitsgetreuer abbilden zu können, da davon auszugehen ist, dass das Verhältnis eine Druckabhängigkeit aufweist. Da diese Messungen aufwendig und nur sehr schwer durchführbar sind, wäre auch an dieser Stelle die Berechnung mit einer Software sinnvoll, die die Beschleunigung und Strömung der einzelnen Partikel infolge des aufgebrachten Luftimpulses wiedergeben kann.
- Ein weiterer Annahmeschwerpunkt ist die Übertragung der mit dem Viskomat NT gemessenen relativen Viskositäten auf einen in der Simulation anzunehmenden Wert für die dynamische Viskosität. Hier soll noch einmal ausdrücklich darauf hingewiesen werden, dass durch die Messung der relativen Viskosität Aussagen über die Fließfähigkeit und somit über die Verarbeitbarkeit verschiedener Formstoffe gemacht werden können. Um eine Vergleichbarkeit der Messergebnisse zu gewährleisten, ist es unbedingt erforderlich für alle Messungen das

selbe Geschwindigkeitsprofil zu verwenden, da eine relative, also geschwindigkeitsabhängige Viskosität gemessen wird und der Einsatz eines abweichenden Profils somit auch zu einem anderen Wert für die relative Viskosität führt, was wiederum eine andere Formel für die Abschätzung zur Folge hätte. Im Rahmen dieser Arbeit wurde eine Reihe an Messprofilen für die Bestimmung der relativen Viskosität getestet, wobei das in Kapitel 5.2 ausführlich beschriebene Profil die brauchbarsten Ergebnisse geliefert hat.

Die Übertragung der gemessenen relativen Viskositäten auf in der Simulation anzunehmende Werte für die dynamische Viskosität am Beispiel des Versuchskernkastens hat gezeigt, dass dies sehr wohl möglich ist.

8.2 Ausblick

In weiteren Untersuchungen wäre bezüglich des Abgleichs Simulation – Realität zu klären, inwieweit es erforderlich ist, über die Teilungsebene entweichende Luft zu berücksichtigen. Hierbei ist anzunehmen, dass dieser Effekt in dem hier beschriebenen Beispiel stärker ausgeprägt ist als üblich, da es sich beim dem verwendeten Kernkasten um einen aus Holz gefertigten handelt.

Ferner wäre es sinnvoll, zu untersuchen, welche Auswirkungen der beim Schießvorgang im Sandzylinder und im Kernkasten tatsächlich vorhandene Druck auf das Fließverhalten des Formstoffes und somit auf das Füllverhalten hat. Hier sind bei den durchzuführenden Schießversuchen in jedem Fall Druckmessungen im Sandzylinder, am Einlass des Kernkastens und im Kernkasten selbst erforderlich, da der an der Maschine eingestellte Druck erheblich von dem im Kernkasten tatsächlich auftretendem abweicht [14].

Weiterhin kann durch Schießversuche mit unterschiedlich hohen Drücken eine Aussage über das in der Simulation am Einlass des Kernkastens anzunehmende Verhältnis von Formstoff und Luft gemacht werden. Unter Umständen ist aber auch eine druck- (geschwindigkeits-) abhängige Viskosität des Formstoffes zu berücksichtigen.

Im Rahmen der angedachten weiteren Untersuchungen ist es auch erforderlich, die Porositätsverteilung über den Kern immer wieder zu bestimmen. Dies sollte auch in Abhängigkeit des benutzten Sandes, der verwendeten Bindermenge und -art, des eingesetzten Schießdrucks usw. für unterschiedliche Geometrien geschehen. Ein stetiger Abgleich zwischen Simulation und Versuch sollte erfolgen.

Die Zusammenstellung aller Parameter in einer Datenbank würde nicht nur eine umfangreiche Grundlage für Simulationen liefern, sondern auch eine Basis für die Beantwortung anderer praxisrelevanter Fragen bilden.

Ziel bei der zukünftigen Entwicklung sollte nicht nur sein, die Serienreife eines Kerns zu beschleunigen und die für die Härtung erforderliche Menge an Amin zu reduzieren, sondern auch den wirtschaftlichen Umgang mit Energie zu optimieren.

So ist es möglich, neben der Kernkastenauslegung selbst auch den für einen Kern mit ausreichend hoher Packungsdichte minimal erforderlichen Schießdruck zu bestimmen. Dies würde nicht nur den Verschleiß des Kernkastens sondern auch die Menge an Druckluft reduzieren, die für den Schießvorgang benötigt wird. Ideal wäre in diesem Zusammenhang eine Kombination aus der Berechnung der Druckverläufe in einer Kernschießmaschine [49] und der Simulation der Kernherstellung.

9 Symbolverzeichnis

A_x, A_y, A_z	für Transportvorgänge offene Fläche in x-, y-, z-Richtung [cm ²]
b_x, b_y, b_z	Strömungsverluste in porösen Medien in x-, y-, z-Richtung [m/s ²]
d	Partikeldurchmesser [mm]
df_{cof}	drift-flux-Beiwert [-]
dx, dy, dz	Kantenlänge eines Volumenelementes in x-, y-, z-Richtung [cm]
e	spezifische innere Energie [J/kg]
f	“fraction of fluid“ Verhältnis von Fluid 1 zu Fluid 2 [-]
f_1, f_2	Anteil an Fluid 1 bzw. Fluid 2 [-]
G_x, G_y, G_z	Beschleunigung in x-, y-, z-Richtung [m/s ²]
E_i	innere Energie [J]
E_k	kinetische Energie [J]
I_a	austretender Impulsstrom [g*cm/s]
I_e	eintretender Impulsstrom [g*cm/s]
K	Strömungswiderstand [-]
k_x, k_y, k_z	Volumenkraft in x-, y-, z-Richtung [N/cm ³]
M_a	austretender Massenstrom [g/s]
M_e	eintretender Massenstrom [g/s]
M_i	molekulare Masse [g/mol]
M_{Kern}	Masse des Kerns [g]
M_{nass}	Masse des nassen Kernsegments [g]
$M_{trocken}$	Masse des trockenen Kernsegments [g]
M_{Wasser}	Masse des nassen Kernsegments unter Wasser [g]

p	Druck [N/cm ²]
P	Porosität [%]
p^n	abkürzend für $p(t^n)$: Funktionswert des Druckes zum n-ten diskreten Zeitpunkt t^n [N/cm ²]
R	universelle Gaskonstante [J/(kmol*K)]
Re	Reynoldszahl [-]
T	Temperatur [K]
t_0	Anfangszeitpunkt
t^n	n-ter diskreter Zeitpunkt
t^{n+1}	zukünftiger Zeitpunkt
u, v, w	Geschwindigkeit in x-, y- z-Richtung [cm/s]
u^n	abkürzend für $u(t^n)$: Funktionswert der Geschwindigkeit zum n-ten diskreten Zeitpunkt t^n [cm/s]
u^{n+1}	abkürzend für $u(t^{n+1})$: Funktionswert der Geschwindigkeit zum zukünftigen Zeitpunkt t^{n+1} [cm/s]
V	Volumen [cm ³]
V_{ges}	Gesamtvolumen eines Kernsegmentes [cm ³]
V_F	für Transportvorgänge offenes Volumen [cm ³]
V_S	Volumenanteil der festen Phase [cm ³]
V_L	Volumenanteil der mit Luft gefüllten Poren [cm ³]
V_P	Porenvolumen [cm ³]
V_W	Volumenanteil der mit Wasser gefüllten Poren [cm ³]
V_{Zyl}	Volumen Zylinder [mm ³]

\mathbf{Dt}	Zeitschrittweite [s]
$\mathbf{Dx}, \mathbf{Dy}, \mathbf{Dz}$	Abstände der Gitterpunkte, für die Funktionswerte gesucht werden in x-, y-, z-Richtung [cm]
∂t	Zeitintervall [s]
\mathbf{h}	dynamische Viskosität [Pa*s]
\mathbf{h}_{rel}	relative Viskosität [N*mm*min]
\mathbf{n}	kinematische Viskosität [m ² /s]
\mathbf{l}	Wärmeleitfähigkeit [W/(m*K)]
\mathbf{r}	Dichte [g/cm ³]
\mathbf{s}_{ii}	Normalspannungen [N/cm ²] mit i = x, y, z
\mathbf{t}_{ij}	Schubspannungen [N/cm ²] mit i = x, y, z
$\frac{\partial}{\partial x}, \frac{\partial}{\partial y}, \frac{\partial}{\partial z}$	örtliche Ableitung [1/cm]
$\frac{\partial}{\partial t}$	zeitliche Ableitung [1/s]
$\bar{\mathbf{k}}$	Vektor der Volumenkräfte
$\bar{\mathbf{v}}$	Geschwindigkeitsvektor
Φ	Dissipations- (Widerstands-) funktion
$O(\dots)^n$	Ausdruck, der eine Aussage über die Ordnung des Fehlers macht, wenn man die Taylor-Entwicklung nach dem n+1-ten Summanden abbricht (...: $\mathbf{Dt}, \mathbf{Dx}, \mathbf{Dy}, \mathbf{Dz}$)
$\tilde{\mathbf{N}}$	Nabla-Operator: beschreibt die Divergenz des Vektors, auf den er angewendet wird $\left(\nabla = \left(\frac{\partial}{\partial x}, \frac{\partial}{\partial y}, \frac{\partial}{\partial z} \right)^T \right)$

10 Abbildungsverzeichnis

- 2-1 Ein- und austretende Massenströme
- 2-2 Ein- und austretende Impulsströme sowie Normal- und Schubspannungen
- 2-3 Konvektive Energieströme
- 2-4 Genauigkeit und Flexibilität numerischer Lösungsverfahren

- 3-1 Position der Variablen in einer Zelle

- 4-1 Schematische Darstellung von Kernschießmaschine, Kernkasten und Sandverdichtung
- 4-2 Einflussfaktoren bei der Kernherstellung
- 4-3 Position der Drucksensoren
- 4-4 Druckkurven für den Schieß- und Begasungsvorgang
- 4-5 Viskosität und Schubspannung eines newtonschen Fluids
- 4-6 Viskosität und Schubspannung eines nichtnewtonschen Fluids
- 4-7 Beladungsdichte der Transportluft und Füllungsgrad der Kantenprobe für verschiedene Kernbindersysteme
- 4-8 Austretende Gasmengen Resol/CO₂ und Wasserglas/CO₂ über der Zeit
- 4-9 Austretende Gasmengen Cold-Box/Amin über der Zeit

- 5-1 Differentialgehäusekern und Schema zur Zerlegung
- 5-2 In Wasser liegendes Kernsegment mit Luftblasen
- 5-3 Mittelwert der durchschnittlichen Porosität und Streuung sowie minimal erreichbare Porosität

- 5-4 Durch Wasser eingefärbte Kernsegmente
- 5-5 Viskomat NT zur Bestimmung der relativen Viskosität und verwendetes Messpaddel
- 5-6 Zeitprofil zur Messung der relativen Viskosität
- 5-7 Momentenverlauf in Abhängigkeit von der Zeit
- 5-8 Momentenverlauf in Abhängigkeit von der Geschwindigkeit
- 5-9 Relative Viskosität verschiedener Sande
- 5-10 Relative Viskosität verschiedener Sand-Binder-Systeme
- 5-11 Versuchskernkasten zur Bestimmung von Fließeigenschaften
- 5-12 Füllungsgrad des Versuchskernkastens
- 5-13 Versuchskernkasten zur Bestimmung des Strömungswiderstandes
- 5-14 Mess- und Steuerapparatur
- 5-15 Aushärtung nach 2, 4, 6, 8 und 10 Sekunden (Resol/CO₂)
- 5-16 Druckkurven für verschiedene Gasmengen, Porositäten und Bindersysteme (gemittelte Werte)
- 5-17 Druckkurven für Sand ohne Binder und für frischen und ausgehärteten Formstoff (gemittelte Werte)

- 6-1 Porosität in granularen Schüttungen
- 6-2 Drift-flux-Beiwert abhängig von der mittleren Korngröße
- 6-3 Drift-flux-Beiwert abhängig von der theoretischen spezifischen Oberfläche
- 6-4 Flächenverlust bei Verwendung eines runden und eines quadratischen Düsenquerschnitts

- 6-5 Druckaufbau eines Begasungsautomaten

- 7-1 Füllungsgrad des Versuchskernkastens
- 7-2 Eingebrahtes Formstoffvolumen und Füllungsgrad des Versuchskernkastens über der Zeit
- 7-3 Aushärtung des Kerns mit 1,5 l CO₂/min
- 7-4 Druckkurven Versuch – Simulation mit Streuung (Resol/CO₂)
- 7-5 Druckkurven Versuch – Simulation (Q = 1,5 l/min)
- 7-6 Wassermantelkern für einen Versuchsmotorblock
- 7-7 Kernkastenentlüftung (Kernkasten und CAD)
- 7-8 Kernkastenfüllung über der Zeit (Ausgangszustand)
- 7-9 Geschossener Wassermantelkern (6 bar)
- 7-10 Begasungsdruck über der Zeit
- 7-11 Begasungsvorgang über der Zeit (Ausgangszustand)
- 7-12 Spülvorgang über der Zeit (Ausgangszustand)
- 7-13 Optimierte Entlüftung und Kernkastenfüllung
- 7-14 Optimierte Einschuss- und Entlüftungsanordnung
- 7-15 Kernkastenfüllung über der Zeit (optimierte Variante)
- 7-16 Begasungsvorgang über der Zeit (optimierte Variante)
- 7-17 Spülvorgang über der Zeit (optimierte Variante)

- 8-1 Simulationen des Wassermantelkerns (Ausgangszustand und zusätzliche Entlüftung über die Teilungsebene)
- 8-2 Geschossene Wassermantelkerne

11 Literaturverzeichnis

- [1] Oertel Jr., H.: Strömungsmechanik - Methoden und Phänomene. Springer-Verlag, Berlin, Heidelberg, 1995
- [2] Flow-3D® Users Manual, Volume 1 and 2
- [3] Yao, G. F.; Hirt, C. W.; Barkhudarov, M.: Development of a numerical approach for simulation of sand blowing and core formation, Flow Science Inc., Los Alamos, New Mexico, USA
- [4] Brethour, J.: Modeling Sediment Scour, Flow Science Inc., Los Alamos, New Mexico, USA
- [5] Bakhtiyarov, S. I.; Overfelt, R. A.: Experimental and numerical study of bonded sand/air two-phase flow in PUA Process, Transactions of the American Foundrymen's Society, 2002, S. 159-179
- [6] Pelzer, M.: Optimierung der Kernherstellung durch Numerische Simulation, RWTH Aachen, Dissertation, 2000
- [7] Serghini, A.: Cold-Box, Ein zukunftsorientiertes Kernherstellungsverfahren, 3. Formstofftage, 22.-23. Februar 2000, Duisburg
- [8] Walter, C.; Siefer, W.: Einfluß der Eigenschaften kaltharzgebundener Formstoffe auf vermeidbaren Aufwand in Formerei und Putzerei, Teil 1, Fließfähigkeit und Verarbeitbarkeitszeit, Giesserei 80 (1993) Nr. 23, S. 796-801
- [9] Walter, C.; Siefer, W.: Einfluß der Eigenschaften kaltharzgebundener Formstoffe auf vermeidbaren Aufwand in Formerei und Putzerei, Teil 2, Einfluß von Harz und Härter auf die Verarbeitbarkeitszeit, Giesserei 81 (1994) Nr. 2, S. 37-42

- [10] Walter, C.; Siefer, W.: Einfluß der Eigenschaften kaltharzgebundener Formstoffe auf vermeidbaren Aufwand in Formerei und Putzerei, Teil 3, Zustand des Mischers und Sandtemperatur, Giesserei 81(1994) Nr. 4, S. 97-101
- [11] Wallbank, J.; Heydari, F.: Process variables in core blowing, Foundry Trade Journal, Oct. 1993, S. 645-649
- [12] Antonovskii, V. L.; Antropova, L. K.; Ostrenin, A. A.: Research on core hardening with gaseous reagents, Sov. Cast. Technologie, 1989, 11, S. 20-23
- [13] Colditz, M.; Kuhne, M.; Schneider, R.; Bülter, H.: Der Einsatz moderner Betriebsdatenerfassungssysteme, Giesserei 91 (2004) Nr. 1, S. 29-31
- [14] Wintgens, R.: Druckverläufe in einer Kernschießmaschine, Gießerei-Praxis 2004 Nr. 2, S. 50-52
- [15] IfG-Handblatt Nr. 318: Kerngewicht als Qualitätsmerkmal, 1991
- [16] Danko, J.: An effect of the venting system on the core box filling and the apparent core density, Prezeglad Odlewnicta, 1995, Nr. 3, S. 85-92
- [17] Pelzer, M.; Meiser, L.; Sahm, P. R.: Simulation des Kernschießprozesses, Tagungsbeitrag CIATF Technical Forum, Düsseldorf, 1999, S. 152-160
- [18] Wu, J.; Cui, Y.; Li, W.: A Study on Numerical Simulation of Core-Shooting Process, Journal of Material Science and Technologie, 2001, No. 6, S. 625-628
- [19] Vidal, V.; Pavan, V.; Lefevre, D.: Simulation de la fabrication des noyaux de fonderie "Optiblow", Fonderie Fondateur d'aujourd'hui, N° 226, 2003, S. 32-43

- [20] Williams, K.; Snider, D.; Walker, M.; Palczewski, S.: Process Modelling: Sand Core Blowing, Transactions of the American Foundrymen's Society, 2002, S. 237-256
- [21] Walker, M.; Palczewski, S.; Snider, D.; Williams, K.: Modelling Sand Core Blowing: Simulation's Next Challenge, Modern Casting, No. 4, 2002, S. 41-43
- [22] Schrey, A.; Pelzer, M.; Wolf, G.: Strömungstechnische Optimierung der Begasung im Polyurethan-Cold-Box-Verfahren durch Anwendung der rechnerischen Simulation, Giessereiforschung (53) 2001 Nr. 2, S. 43-51
- [23] Wessén, M.: Experimental observations and simulation of gas flow during curing of cores, International Journal of Cast Metals Research, 2001, No. 4, S. 255-263
- [24] Bast, J.: Mathematisch-naturwissenschaftliche Grundlagen der pneumatischen Verdichtungsverfahren, Giessereiforschung 45 (1993) Nr. 1, S. 28-32
- [25] Stefanescu, D. M.; Piwonka, T. S.: Promises and Realities of casting Process Models, Tagungsbeitrag 62. Gießerei-Weltkongress, Des Plaines, USA, 1996, S. 62-73
- [26] Schrey, A.; Kessler, A.; Reek, R.; Wolf, G.: Numerical Simulation of Coremaking Prozess – New Ways towards Improvement of Efficiency and Reliability in the Core Shop, Tagungsbeitrag 65. Gießerei-Weltkongress, Gyeongju, Korea, 2002, S. 813-822
- [27] Schrey, A.; Reek, R.: Numerische Simulation der Kernherstellung, Giesserei 90 (2003) Nr. 6, S. 64-66

- [28] Boenisch, D.; Knauf, M.: Kernschießen – Untersuchungen mit neuartigen Prüfkörpern und verschiedenen Kernbindern, Giesserei 78 (1991) Nr. 18, S. 640-646
- [29] DIN 18125-1: Baugrund; Untersuchung von Bodenproben – Bestimmung der Dichte des Bodens – Teil 1: Laborversuche
- [30] Bohl, W.: Technische Strömungslehre, Vogel, Würzburg, 1998
- [31] Kulicke, W.-M.: Fließverhalten von Stoffen und Stoffgemischen, Hüthig & Wepf, Heidelberg, 1986
- [32] Gehm, L.: Rheologie: praxisorientierte Grundlagen und Glossar, B. G. Teubner, Stuttgart, 1981
- [33] Böhme, G.: Strömungsmechanik nicht-newtonscher Fluide, Vincentz, Hannover, 1998
- [34] Wömpner, H.-V.: Rheologie von Suspensionen, Otto-von-Guericke-Universität Magdeburg
- [35] Boenisch, D.; Knauf, M.: Über die latenten Fehlerquellen des Kernschießens, Giesserei 79 (1992) Nr. 3, S. 92-98
- [36] Knauf, M.: Untersuchungen zur Optimierung des Kernschießens in der Gießereiindustrie, RWTH Aachen, Dissertation, 1991
- [37] Koltunov, S. I. et al.: Evaluating the flowability of molding sand for the sandblower-sandshooter process, Sov. Cast. Technol., 1989, S. 9-10
- [38] Wintgens, R.: Vergleich verschiedener Schießsysteme bei Kernschießmaschinen, Gießerei-Praxis 2002 Nr. 5, S. 155-158
- [39] VDG-Merkblatt P41: Prüfung von tongebundenen Formstoffen – Bestimmung der Gasdurchlässigkeit

- [40] Hauck, Th.; Schwarze, R.; Renker, D.; Bast, J.: Untersuchung des Fließverhaltens von Kernformstoffen, Gießerei-Praxis 2002 Nr. 10, S. 379-384
- [41] Schrey, A.; Wolf, G.: Wege zur Produktivitätssteigerung im Polyurethan-Cold-Box-Verfahren durch eine verbesserte Begasung, Giesserei 88 (2001) Nr. 6, S. 51-56
- [42] German, R. M.: Gas Flow Physics in Porous Metals, The International Journal of Powder Metallurgy Powder Technology, 1979, Volume 15, No. 1, S. 23-30
- [43] Hollinderbäumer, E. W.; Zysk, K.-H.; Aberle, B.: Zur Rheologie von Baustoffen, ZKG International (Volume 53) No. 2/2000, S. 114-120
- [44] Tagungsbericht der 13. Internationalen Baustofftagung, Weimar, 24.-26. September 1997
- [45] Schneider, H.: Messung der rheologischen Eigenschaften fluidisierter Schüttgüter, Schüttgut 2, 1996, Nr. 1, S. 25-30
- [46] Flemming, E.; Tilch, W.: Formstoffe und Formverfahren, Deutscher Verlag für Grundstoffindustrie, Leipzig, Stuttgart, 1993
- [47] VDI-Wärmeatlas
- [48] Webac-Michel Gießereimaschinen GmbH, Dokumentation Gasomat Webac-Michel DESD-SH150-30-6, 1999
- [49] Renker, D.: Beitrag zur Optimierung der pneumatischen Verdichtungsverfahren unter Einbeziehung der mathematischen Modellierung, TU Bergakademie Freiberg, Dissertation, 2003

LEBENS LAUF

Persönliche Daten

Name: Regina Reek
Anschrift: Am Steinbruch 4
40822 Mettmann
Geburtsdatum: 23. Oktober 1975
Geburtsort: Braunschweig
Nationalität: Deutsch
Familienstand: Ledig

Berufstätigkeit

03/2001 – heute Ingenieurin am IfG - Institut für Gießereitechnik gGmbH, Düsseldorf
10/2000 - 02/2001 wissenschaftliche Mitarbeiterin an der Gerhard-Mercator-Universität Duisburg, Fachbereich Hüttentechnik – Giessereitechnik, Fachgebiet Formstoffe, Formverfahren
01/2000 - 09/2000 Assistentin der Geschäftsführung am IfG – Institut für Gießereitechnik GmbH, Düsseldorf

Studium

21.10.1999 Diplom-Ingenieurin
10/1994 – 10/1999 Studium an der Bergischen Universität Gesamthochschule Wuppertal, Studiengang Bauingenieurwesen

Schule

31.05.1994 Abitur am Konrad-Heresbach-Gymnasium in Mettmann

Mettmann, den 05. April 2004

Regina Reek